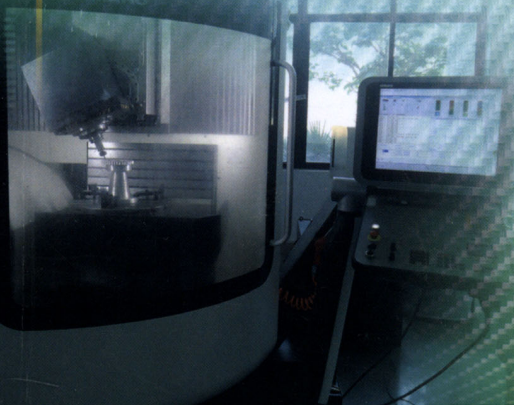


沉淀硬化不锈钢的切削 与数值模拟

盛精 唐友名 周水庭 编著



机械工业出版社
CHINA MACHINE PRESS

本书获厦门理工学院学术专著出版基金资助

沉淀硬化不锈钢的 切削与数值模拟

盛 精 唐友名 周水庭 编著



机械工业出版社

本书主要介绍了沉淀硬化不锈钢的切削加工技术,首先对沉淀硬化不锈钢的力学性能进行研究和实验,获取了 Johnson-Cook 本构方程;然后构建了在一定切削条件下的切削力、切削温度的数学模型;通过基于 MSC. Marc 的参数化建模方法,构建了车削、铣削加工的有限元模型,并对切削过程进行了模拟;最后分析了刀具磨损的机理及工件表面完整性,并对最佳切削温度下的切削参数进行了优化研究。

本书可供机械制造、航空航天、兵器、汽车、化工、能源、船舶等领域从事金属切削技术研究和应用的师生或科技工作者阅读。

图书在版编目 (CIP) 数据

沉淀硬化不锈钢的切削与数值模拟/盛精,唐友名,周水庭
编著. —北京:机械工业出版社,2016.6
ISBN 978-7-111-53860-8

I. ①沉… II. ①盛… ②唐… ③周… III. ①沉淀硬化钢—
不锈钢—金属切削—数值模拟—研究 IV. ①TG506.7

中国版本图书馆 CIP 数据核字 (2016) 第 115085 号

机械工业出版社 (北京市百万庄大街 22 号 邮政编码 100037)

策划编辑:黄丽梅 责任编辑:黄丽梅 刘本明

版式设计:霍永明 责任校对:刘怡丹

封面设计:陈 沛 责任印制:李 洋

三河市国英印务有限公司印刷

2016 年 7 月第 1 版第 1 次印刷

169mm×239mm · 11.25 印张 · 165 千字

0001—1000 册

标准书号:ISBN 978-7-111-53860-8

定价:59.00 元

凡购本书,如有缺页、倒页、脱页,由本社发行部调换

电话服务

网络服务

服务咨询热线:010-88361066

机工官网:www.cmpbook.com

读者购书热线:010-68326294

机工官博:weibo.com/cmp1952

010-88379203

金书网:www.golden-book.com

封面无防伪标均为盗版

教育服务网:www.cmpedu.com

据统计,我国国内生产总值中约有1/4直接来自于机械制造业。在机械制造中,绝大部分的机械加工工作量是由切削加工来完成的。虽然一些特种加工技术(如电加工、激光加工、超声加工等)也在不断发展,但迄今为止,切削加工在大多数情况下仍然是能耗最低、效率最高、经济性好的加工方法。

随着机械制造、航空航天、兵器、汽车、化工、能源、船舶等工业的迅猛发展,对结构材料性能的要求越来越高。具有不同性能的新材料,如高强度钢、超高强度钢、高锰钢、淬硬钢、耐磨合金铸铁、不锈钢、高温合金、钛合金、热喷涂材料及高熔点材料等不断涌现。但是,这些材料都很难进行切削加工,被称为难加工材料。

在计算机集成制造系统中,合理地设计切削参数,对提高零部件的加工效率、加工质量和降低生产成本起着十分重要的作用。由于切削加工制造精度高,并且是机械制造领域零部件最主要的加工方式之一,如今正朝着绿色、高效、超精密的方向发展,所以与其相关的理论和技术一直是精密加工、优化设计、信息技术、集成制造等研究领域关注的热点。

金属零部件在切削过程中伴随着机械、热、化学和物理等诸多因素的相互作用。如何结合企业具体加工需求,确定一组最优切削参数,以控制这些因素引起的综合效应,是研究人员最主要的目标之一。同时,最优切削参数的采集、优化与工艺数据/信息的共享和重用是集成制造系统的瓶颈问题。

国内外研究机构一直进行最优切削参数理论和方法的研究工作。在加工质量、成本、机床能耗、刀具磨损等方面,研究人员取得了许多成果。切削参数优化的首要问题是切削参数的采集、处理,而采集所运用的实验方法、数据分析方法的正确与否直接影响切削参数最优解的准确性。

在研究过程中,以下两个问题一直困扰着研究者:

1) 切削参数优化与刀具磨损特性的关系。刀具的磨损特性与切削力、切削温度的关系虽然有一定的研究,但由于切削加工时刀具与工件之间的物理、化学作用,致使刀具的磨损与切削力、切削温度之间的变化规律的探讨有待深入。另外,对刀具磨损机理的研究往往比较单一、孤立,刀具是否存在最低磨损状态,以及刀具处于最低磨损状态下的磨损机理也需要进一步研究。

2) 切削加工过程中各物理量变化规律之间的内在联系。通过实验建立起

各个物理量（切削温度、切削力、磨损量）与切削参数之间的关系，借助现代设计方法（如有限元法、优化设计、响应曲面法）获取最优的切削参数，或通过构建的模型预测一些物理量。然而，这些物理量之间的内在联系研究不足，譬如建立了切削温度、切削力、刀具前/后刀面磨损量与切削参数的关系模型，但对这些物理量之间的关系研究不够深入，特别是以一组最优切削参数加工时，这些物理量之间的重合度未见报道。

本书为基于刀具最低磨损的切削参数优化提供了新的方法。书中提及的参数化构建切削加工有限元模型的技术，为切削加工的模拟仿真提供了方法，同时也为最佳温度的切削机理的继续研究、最佳温度的预测、基于最佳切削温度的优化方法研究提供了方向。因此该书具有一定的学术价值，也有一定的实用价值。

此外，本书对一种难加工材料的普通车削、铣削加工过程的研究是在金属切削理论和有限元理论基础开展的。书中基于最佳切削温度的优化方法、基于 Marc 参数化建立切削加工的有限元模型的解决方案具有一定的特色和创新性。本书融理论与实践于一体，定性、定量分析相结合，通过机理解释现象，整体性、系统性较好。

相关课题的研究得到了西北工业大学苑伟政教授、杨巧凤高级实验师，以及东风商用车有限公司工艺研究所冯继军高级工程师、张梅高级技师等的大力支持和帮助，在此向他们表示衷心的感谢！

本书得到了厦门理工学院学术专著出版基金的资助，在此表示感谢！

由于作者水平有限，书中难免存在错误与不足之处，望读者批评指正。

编 者

前言

第 1 章 绪论	1
1.1 金属材料切削加工研究进展	1
1.1.1 难加工材料切削研究	1
1.1.2 金属材料切削加工研究	2
1.1.3 国内外对切削参数优化技术的研究	6
1.2 金属材料切削加工研究的意义及内容	11
1.2.1 研究的意义	11
1.2.2 研究中需要解决的主要内容及难点	12
1.2.3 研究目标	13
第 2 章 沉淀硬化不锈钢的力学性能研究	14
2.1 引言	14
2.2 材料的本构关系及流动应力实验的理论基础	15
2.2.1 准静态压缩实验	15
2.2.2 冲击压缩实验	16
2.2.3 Johnson-Cook 本构方程	18
2.3 材料实验的设备与测试仪器	18
2.4 沉淀硬化不锈钢准静态性能分析	19
2.5 沉淀硬化不锈钢动态分析	20
2.6 Johnson-Cook 模型拟合结果	27
2.6.1 实验数据获取后的处理	27
2.6.2 Johnson-Cook 模型拟合	27
第 3 章 切削加工的有限元理论与有限元建模	31
3.1 概述	31
3.2 切削过程数值模拟关键技术	32
3.2.1 大变形弹塑性有限元法	32

3.2.2 切屑与工件的分离准则	34
3.2.3 刀具与工件的接触法则	36
3.2.4 单元死活技术	38
3.2.5 热传导模型	38
3.2.6 热-力耦合模型	39
3.2.7 非线性问题的求解和迭代收敛准则	40
3.2.8 材料模型	42
3.3 切削条件下有限元模拟的假设条件	42
第4章 切削力、切削温度变化规律的实践	44
4.1 概述	44
4.2 正交实验设计理论基础	45
4.2.1 正交实验设计	45
4.2.2 多元线性回归统计分析基础	46
4.3 切削加工使用的实验设备与测试仪器	49
4.3.1 测试车削力、车削温度所用的设备与仪器	49
4.3.2 测试铣削力、铣削温度所用的设备与仪器	50
4.4 车削力、铣削力的建模	51
4.4.1 车削力的建模	51
4.4.2 铣削力的建模	54
4.5 车削、铣削温度的建模	57
4.5.1 车削时切削温度的建模	57
4.5.2 铣削时切削温度的建模	59
4.6 实验结果分析	63
4.6.1 切削力结果分析	63
4.6.2 切削温度结果分析	67
第5章 有限元技术在切削加工中的应用研究	72
5.1 引言	72
5.2 切削过程数值模拟中的参数化建模技术	73
5.2.1 接口设计	73
5.2.2 参数化建模文件的生成	75
5.2.3 工件和刀具属性的参数设置	76
5.3 直角车削加工的有限元建模	77

5.3.1 刀具 – 工件的几何建模	77
5.3.2 刚性墙的几何建模	78
5.3.3 单元划分	78
5.3.4 直角车削加工的数值模拟运行实例	79
5.4 二维铣削加工的有限元建模	83
5.4.1 刀具的几何建模	83
5.4.2 工件的几何建模	84
5.4.3 刚性墙的几何建模	85
5.4.4 单元划分	85
5.4.5 二维铣削加工的数值模拟运行实例	87
5.5 斜角车削加工的有限元建模	91
5.5.1 刀具建模	91
5.5.2 工件建模	93
5.5.3 工件的刚性墙建模	93
5.5.4 单元划分	93
5.5.5 斜角车削加工的参数化建模运行实例	94
5.6 三维铣削加工的有限元建模	95
5.6.1 铣刀的参数化建模	95
5.6.2 工件的参数化建模	95
5.6.3 工件的刚性墙建模	96
5.6.4 单元划分	97
5.6.5 三维铣削加工的参数化建模运行实例	97
第 6 章 沉淀硬化不锈钢切削加工刀具磨损机理的研究	99
6.1 引言	99
6.2 刀具磨损研究所用设备与仪器	99
6.2.1 切削加工设备	99
6.2.2 测试仪器	101
6.3 刀具磨损实验及材料的选择	101
6.3.1 车削加工时刀具磨损实验及材料的选择	102
6.3.2 铣削加工时刀具磨损实验及材料的选择	104
6.4 车刀磨损机理	106
6.4.1 车刀前刀面磨损机理	106

6.4.2 车刀后刀面磨损机理	114
6.5 铣刀磨损机理	120
6.5.1 铣刀前刀面磨损机理	120
6.5.2 铣刀后刀面磨损机理	123
第7章 工件表面完整性	127
7.1 概述	127
7.2 工件表面完整性研究所用设备与仪器	127
7.3 车削沉淀硬化不锈钢的表面粗糙度变化规律研究	128
7.4 工件在车削时加工硬化的变化规律	134
7.5 铣削沉淀硬化不锈钢表面粗糙度的研究	140
7.6 铣削沉淀硬化不锈钢时加工硬化的变化规律	147
第8章 切削用量优化	152
8.1 概述	152
8.2 沉淀硬化不锈钢车削过程的优化研究	153
8.2.1 实验方案与设计	153
8.2.2 实验方法	153
8.2.3 实验结果	155
8.3 沉淀硬化不锈钢铣削过程的优化研究	156
8.3.1 实验方案与设计	157
8.3.2 实验方法	157
8.3.3 实验结果	159
附录 试件尺寸	161
参考文献	163

1.1 金属材料切削加工研究进展

随着机械设备、航空航天、兵器、汽车、化工、能源、船舶等工业的迅猛发展，对结构材料性能的要求越来越高。具有不同性能的新材料，如高强度钢、超高强度钢、高锰钢、淬硬钢、耐磨合金铸铁、不锈钢、高温合金、钛合金、热喷涂材料及高熔点材料等不断涌现。但是，这些材料都不易或很难进行切削加工，即材料的切削加工性差，这些材料被称为难加工材料。随着经济的发展，各行业、各领域都在广泛地使用这些材料，与此同时，新的工程材料也在不断问世，而每一种新型材料的采用都对切削加工提出了更高更新的要求。

2006 年国内举办的“军工难加工材料高效加工工艺与装备技术研讨会”^[1]，表明军工制造业一直致力于解决科研和生产过程中各种新材料加工困难、加工工艺落后、加工效率低下等问题，促进难加工材料加工工艺与装备应用技术水平的提高，以满足制造技术快速发展的需求。

1.1.1 难加工材料切削研究

难加工材料切削时的特点有^[2,3]：切削力大、切削温度高；加工硬化严重；化学亲和力强，容易产生粘刀现象；刀具磨损快；卷屑、断屑和排屑困难。下面分别介绍国内外对难加工材料切削加工的研究现状。

1. 国外对难加工材料切削的研究

国外研究者在难加工材料的研究方面取得了很多成果^[4-10]，具体表现在：

(1) 金属切削理论的研究 主要包括切削形成机理、刀具磨损机理、切削力、切削温度、表面完整性的基础理论等。

(2) 新刀具材料的研究 不论是硬质合金基体还是刀具涂层, 均朝着采用新材料的研究方向发展, 材料的硬度趋于更高, 晶粒度趋于更细。

(3) 难加工材料切削数据的研究 美国、日本、德国、瑞典、英国等国家都建立了切削数据库, 为用户提供了优化的切削数据, 实现了高效切削^[11,12]。

(4) 新切削加工方法的研究 为了解决难加工材料的加工问题, 除改进传统的切削加工方法之外, 还研究了一些新的切削加工方法, 如高速切削、激光辅助切削和振动切削等。

2. 国内对难加工材料切削的研究

我国对各种高性能刀具的材料进行了一系列研究, 掌握了它们的切削性能, 为提高其切削效率提供了依据^[13-16]; 对型号各异的难加工材料进行了车、铣等方式的切削实验, 研究了刀具的磨损机理、刀具材料及其几何参数对切削加工的影响, 以及温度、应力和应变与切削用量的关系, 为优化切削参数提供了基础, 保证了工件的加工质量^[17-19]; 同时, 也建立了一些难加工材料的切削数据库^[20-22], 供行业、企业使用。

1.1.2 金属材料切削加工研究

1. 研究金属切削加工过程的意义

切削加工过程是工件、刀具和切屑的弹、塑性的变形过程, 切削质量受到刀具形状、切屑流动、温度分布、热流、切削表面残余应力和刀具磨损等方面的影响。

因此, 只有在对上述现象进行研究的基础上, 才能深入探索切削过程的力学、热学、刀具磨损物理因素与刀具磨损程度、工件表面质量之间的相互关系。依据对刀具磨损的物理现象的分析, 找到最佳切削温度, 从而可以找到合理的切削用量, 以提高切削加工质量和效率。

2. 研究金属切削加工的方法

金属切削过程的分析方法大致分为三类：实验法、实验/解析法和数值法。

(1) 实验法的应用 实验研究一直在金属切削研究中占主导地位，不仅切削过程优化、优选切削参数等要靠实验研究解决，而且关于切削过程机理的研究分析，也要靠实验的验证。由于实验需要耗费时间、设备和仪器，往往成为人们从事研究工作的不利因素之一，所以不断地有人尝试采用更简单有效的研究方法来取代传统的实验方法。

(2) 实验/解析法的应用 许多工程分析问题，如固体力学中的位移场和应力场分析、传热学中的温度场分析、流体力学中的流场分析等，都可归结为在给定边界条件下求解其控制方程（常微分方程和偏微分方程）的问题。只有在方程性质比较简单，且几何边界相当规则的少数情况下，解析方法还比较适用，但对于大多数的工程技术问题，物体的几何形状都较复杂或者某些特征是非线性的，因此解决这类问题通常是引入简化假设，将方程和边界条件简化为能够处理的问题，从而得到它在简化状态的解。

(3) 数值法的应用 数值模拟技术是现代工程学形成和发展的重要推动力之一。随着计算机技术的飞速发展，数值模拟技术也已经实用化。制造业领域中切削加工数值模拟技术的应用，一方面使许多过去受条件限制无法分析的复杂问题，通过数值模拟得到满意的解答；另一方面，数值模拟使大量繁杂的工程分析问题程序化，使复杂的过程简单化，节省了大量的时间，避免了低水平重复性工作，使工程分析更快捷、更准确。

在工程技术领域常用的数值模拟方法就其实用性和应用的广泛性而言，主要还是有限元法。这里仅就切削加工有限元法数值模拟情况做简要概述。

1) 国外切削加工数值模拟概况。进入本世纪以来，非稳态切削分析成为研究的热点。Ueda 等^[23]建立了刚塑性材料的有限元三维切削模型，模拟了切屑的形成过程；Maekawa^[24]建立了弹塑性材料的流动应力与应变率、温度的函数关系，考虑了刀具-切屑间的摩擦和刀具的磨损等因素，进行了三维切削分析；Sasahara 等^[25]在金属切削的三维有限元模型上，研究了切屑和工件的应力和应变以及切屑

的流出方向；Dirikolu 等^[26]在 Sasahara 研究的基础上进一步分析了温度和应变速率的影响，把有限元法技术用于刀具的辅助设计中；Ueda 等^[27]对刚塑性材料在铣削中螺旋卷曲切屑的形成过程进行了模拟，在切屑分离标准上，采用网格重划技术代替几何分离准则实现切屑的分离；Seah 等^[28]在模拟斜角切削过程中，使用了等效参数方法，建立了切屑流动、塑性变形、断裂的三维有限元模型；Ceretti^[29,30]对切削加工进行了大量的有限元模拟研究；Yan^[31]对一种橡胶材料切削模拟中的网格进行了讨论，材料采用了 Neo-Hooke 本构关系，通过有限元分析可以获取切削力、切削形状、应力和应变场、应变能在工件和刀具上的分布；Ee 等^[32]建立了弹黏塑性材料的切削模型，模拟了已加工面的残余应力，材料采用了修改的 Johnson-Cook 本构关系，采用网格重划分方法，考虑到热力耦合关系，对连续切屑的形成过程进行了模拟；Özel 等^[33]借助于获得的实验数据，研究了摩擦模型对数值模拟结果的影响，证实了工件材料的流动应力和摩擦模型对模拟结果的影响；Mohamed 等^[34]采用了混合的拉格朗日 - 欧拉方法，对四种刀具尖半径（尖角、微小、适量和等于切削厚度）的刀具切削过程进行了模拟，得到了残余应力分布情况；Pantalé 等^[35]建立了二维切削模型、三维斜角切削模型和铣削模型，并采用了混合的拉格朗日 - 欧拉方法，模型中材料采用了 Johnson-Cook 本构关系，分别对上述模型进行了不同切削条件的模拟；Mabrouki 等^[36]研究了硬切削 AISI4340 材料时，热 - 力耦合对切屑形态的影响，研究指出锯齿切屑是材料软化的结果，通过模型中参数的设置，模拟了锯齿切屑的形成机理。

近年来，国外研究人员侧重于对切屑的形成过程、加工表面质量、刀具磨损方面的研究。Coelho 等^[37]对切屑形成过程用显式算法和对热量传递用隐式算法的一个混合模型进行了模拟；Safari 等^[38]对 Ti - 6Al - 4V 工件材料的高速球头干铣过程进行了仿真，分析了切削条件和刀具磨损对工件表面完整性的影响；Khajezadeh 等^[39]研究了涂层刀具、前角、后角和切削参数对摩擦系数的影响；Maurel-Pantel 等^[40]对精铣过程进行了模拟，获取了切削力的变化规律、切削力与切削速度的关系，分析了刀具磨损和失效的现象；Senthilkumar^[41]采用了实验与有限元分析结合的方式，对刀具的形状、尖角半径、后角对加工过程的影响进行了研究，以辅助刀

具的设计或选择; Daoud 等^[42]研究了 5 种不同常数 JC 模型的工件材料对切削力、切屑厚度和刀具-切屑接触长度的影响。

2) 国内切削加工数值模拟概况。我国在金属切削加工数值模拟方面起步较晚,但取得了一定的研究成果。方刚等^[43]对金属正交切削过程的有限元数值模拟进行了研究,提出了不同材料数值模拟中的关键技术;谢峰等^[44]对在金属的直角切削中刀具的前、后摩擦进行了数值模拟,获得了切屑的形成和切削过程接触点的等效应力值,并通过实验法验证了模拟的剪切角,得到了较好的一致性;刘正士等^[45]对二维金属切削过程进行了数值模拟,据此得出研制的 TiC 基金属陶瓷刀具材料体内的受力状况,优化了刀具几何参数;姚永琪等^[46]通过模拟不同摩擦系数下的高速切削,分析了刀具-切屑间摩擦系数对剪切角的影响;成群林等^[47]在研究铣削加工中的切削层的等效简化、工件材料的流动应力模型、刀具-切屑接触面的摩擦模型和热传导控制方程等关键技术的基础上,对一种航空铝合金的高速铣削进行了有限元仿真,并进行了实证;黄志刚等^[48]分析了数值模拟中的关键技术,针对不同刀具前角、切削速度条件下的切削加工,提出了一种基于正交切削加工模拟的铣刀前角的优化方法;黄丹等^[49]通过对金属正交切削加工过程进行弹塑性有限元模拟分析,得到了不同刀具前角对切屑形状、应力分布、应变分布、残余应力和残余变形的影响,以及刀具前角值与剪切角的关系;汪小芳等^[50]通过建立多项式摩擦模型,对对照常规的 Coulomb 摩擦进行了对比模拟分析,认为有效地模拟刀具-切屑之间的摩擦,是预测工件表面残余应力分布的关键;李德宝等^[51]模拟了金属切削的动态过程,同时获得已加工表面的加工硬化变形图及其数值解;顾立志等^[52]编写的切削仿真程序,模拟了连续切削时切屑的稳态成形过程,分析了其应力场、应变场、温度场,优化了切削参数;程凯等^[53]使用多组切削参数对精密及超精密车削过程进行有限元仿真,得到了切削力的大小和应力、应变值,以及温度场的分布情况;邱克鹏等^[54]对薄壁件周铣和端铣加工进行了模拟,以分析切削变形状况;邓文君等^[55]对连续带状切屑的切削模型进行模拟,分析了高强耐磨铝青铜的正交切削加工过程;宋金玲等^[56]模拟了金属切屑形成过程,分析了切屑变形及受力过程,研究了刀具与切屑接触长度的变化规律。

近年来,我国紧跟国外金属切削加工有限元模拟技术,取得了长足的进步。孙雅洲等^[57]建立的三维非线性弹塑性有限元模型,得到了不同切削参数、刀具参数条件下的已加工表面残余应力;傅玉灿等^[58]提出了基于超硬磨粒有序排列砂轮磨削过程的建模与仿真方法;刘献礼等^[59]采用有限元仿真的方法研究重型硬质合金车刀冲击断裂产生机理及破损形式,提出了动态载荷下硬质合金疲劳断裂产生的机理,并给出了硬质合金疲劳断裂的载荷条件;刘新等^[60]结合三维切削模型和 Umbrello 本构方程,对导电加热切削的切削力和温度进行了三维有限元仿真及实验验证;郭晓光等^[61]结合 FEM 和光滑粒子动力学方法的 FEM-SPH 耦合模型,研究了切削过程中材料的去除机理;言兰^[62]利用数值仿真技术研究不同工艺参数下的单颗磨粒切削过程,得到了不同切削速度下径向、纵向切削行为转变的临界切削深度,发现了径向、纵向切削力和最高切削温度都有突变现象;王中秋^[63]采用二维有限元方法对轴承淬硬钢 AISI52100 硬车过程进行了仿真,获得了加工后材料表层残余应力值;合烨等^[64]对硬态车削淬硬轴承钢 GCr15 (62HRC) 的过程进行仿真,从切屑形态出发,结合切削力和切削温度等场量对切屑的形成过程进行研究,分析了锯齿状切屑和绝热剪切带切屑形成的条件。

我国在金属切削加工数值模拟方面的研究成绩斐然,但由于受到材料种类、金属切削实验设备、检测仪器等条件的限制,以及数值模拟理论与实际应用之间的差距等诸多因素的影响,致使金属切削加工的数值模拟技术与国外仍有一定的差距。所以,有必要不断地探讨金属切削加工的数值模拟技术及其应用。

1.1.3 国内外对切削参数优化技术的研究

1. 切削参数优化的应用研究

国内外研究者一直对最优切削参数的理论和方法进行研究,以获得最优切削参数。

在考虑加工质量方面,张明树等^[65]应用图论工具,以加工表面粗糙度、加工时间、刀具费用等为目标,采用模糊理论建立了一个评价标准;Liu^[66]、Moola^[67]和 Mangaraj^[68]分别应用灰色关联理论、方差分析方法和响应曲面法构建了预测表

面粗糙度的模型；Hamdan^[69]和 Munawar^[70]分别通过田口方法设计实验，建立了以表面粗糙度为目标的优化模型；Khamel 等^[71]构建了表面粗糙度、切削力多目标优化模型；马利杰^[17]建立了预测和控制铣刀跳动量的优化模型；李登万等^[18]以表面粗糙度、残余应力为目标，建立了多个优化模型。

上述研究发现，切削参数优化的首要问题是切削参数的采集、处理，而采集所运用的实验方法、数据分析方法的正确与否直接影响切削参数最优解的准确性。表 1-1 列举了切削参数优化过程中常用的几种实验方法。

表 1-1 切削参数优化常用的实验方法

实验方法	适用范围	数据分析	优缺点
正交设计	因素数适当，水平数受限	极差分析、方差分析、回归分析	使用方便，实验次数少，易分析因素主效应；优选值是实验所用水平的某种组合
均匀设计	多因素多水平的实验	回归分析	实验次数少；实验表设计的灵活性差
响应曲面法	因素数少，计量值数据；水平数为 2	方差分析、回归分析	因子间交互作用影响，易获最优值，模拟时间少；适用于连续性的系统
田口方法	因素不多，水平数有限	方差分析、信噪比与灵敏度	操作简单，综合效果好；对因子间的交互作用缺少分析，数据分析较差

在考虑成本方面，谢书童等^[18]以最小加工成本为目标，采用了基于边缘分布估计算法和车削次数枚举方法相结合的优化算法；贾新杰等^[72]针对一种弧齿锥齿轮粗铣，将单件最短工序时间（最大生产率）和单件最低加工成本作为目标建立了优化模型；Li 等^[73]提出了铣削钛合金的生产成本和表面质量的多目标模型；Arif 等^[74]针对在不同的方法下加工凹凸平面，建立了以零件表面完整性和生产成本为目标的优化模型；Othmani 等^[75]构建了铣削、钻削模具的生产成本和切削时间目标函数。

然而，成本目标中的一些数据采集对企业而言是一件非常困难的工作，而以单

件工时或生产率为目标则比较符合实际。降低能耗也是减小加工成本的一种途径,文献[76-81]提出了以能耗为目标函数的优化模型。随着精密、超精密加工技术的发展,刀具寿命、磨损程度越来越被关注。赵军等^[82]通过正交实验,用 Sialon 陶瓷刀片对材料 Inconel718 进行了高速切削,建立了刀具寿命的数学模型; Aouici^[83]、Senthilkumaar^[84]和 Thakur^[85]也分别建立了刀具后刀面磨损、磨损量预测和刀具寿命的模型。以上方法均是通过建立数学模型,直接推测磨损量及切削参数中的一个或若干个数据。在间接地控制刀具磨损的研究中, Davoodi 等^[86]研究了在干、湿切削 AA5083 材料时进给分力、刀尖温度与切削速度、切削厚度的关系模型;盛精等^[87]分析了刀具磨损与切削温度的关系,建立了切削参数的优化方程。

综上所述,最优切削参数采集的前期工作重点是实验设计,研究目标是获取基于优化目标的一组切削参数。切削参数优化的建模方式、优化目标、优化算法呈现多元化和多样化。

2. 切削参数的优化方法

由于金属切削加工动态过程的复杂性,确定最优或近似最优切削参数的关键,就是面向离散和连续多模态参数空间建立目标函数与确定求解方法(优化方法)。切削参数优化建模的常用方法有回归分析^[67,68]、人工神经网络^[84]、模糊集理论^[66]和专家系统等^[88],如图 1-1 所示;而切削参数的优化方法,一般分为常规和非常规两类,如图 1-2 所示。常规方法包括实验设计和数学迭代法,通常能找到一个局部最优解。实验设计是运用数理统计理论解决工程问题的一项技术,包括正交设计^[82]、响应曲面法^[85]、田口方法^[69,70]和均匀设计^[17]等;而数学迭代法则是通过优化模型或目标函数获取一个近似值,并尝试得到近似最优切削参数,包括动态规划、线性规划、非线性规划和二次规划等。非常规方法包括元启发式搜索和其它启发式搜索。启发式搜索技术是一种随机搜索寻优方法,常用的元启发式搜索有遗传算法^[84]、粒子群法^[78]等。

由上文可知,在切削参数优化过程中,建模是基础,优化算法则是必要手段。表 1-2 列出了常用的优化方法及其特点。

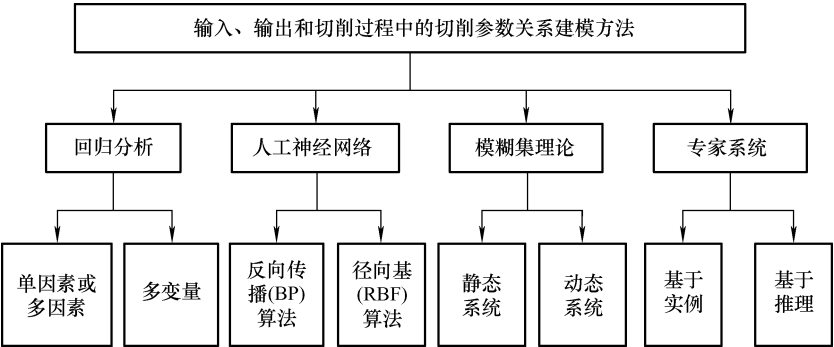


图 1-1 切削参数建模的常用方法

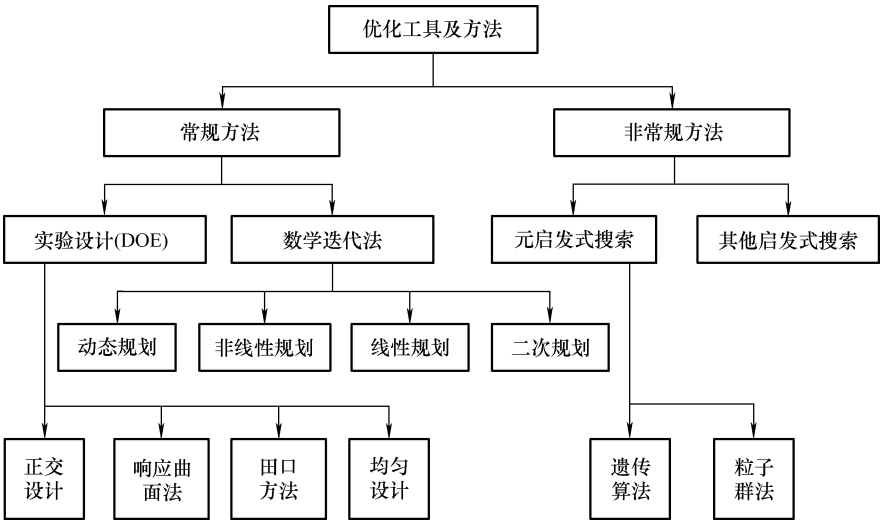


图 1-2 切削参数的优化方法

表 1-2 常用的优化方法及其特点

优 化 方 法	原 理	优 点	缺 点
响应曲面法	数理统计理论	包含随机误差，可以建立一次、二次多项式预测模型，实验点是连续的	实验点选用影响结果
遗传算法	模拟生物进化机制和过程	搜索能力强，易与其它算法结合	过程复杂，不适合连续函数的优化

(续)

优化方法	原 理	优 点	缺 点
粒子群法	模拟简化的社会模型	搜索速度快、效率高、算法简单, 适合实值型处理	对于离散的优化问题处理不佳, 容易陷入局部最优
模糊方法	模糊集理论	鲁棒性、容错能力强, 不需要精确的数学模型	局限于线性模型和多目标规划模型
神经网络法	模拟动物神经网络行为特征	分类准确, 并行性、学习能力强, 噪声神经的鲁棒性和容错能力好, 可进行非线性关系拟合, 具有联想记忆功能	需要大量数据, 学习时间长, 结果影响其可信度和可接受程度

3. 工艺数据/知识的共享技术

英国的工程科学数据组织 (ESDU) 和美国的工业数据交换组织 (GIDEP) 提供了有效的工程方法、数据和原理。美国及德国等国家相继建立了 30 多个金属切削数据库, 其中美国的 CUTDATA 和德国的 INFOS 最为著名^[20], 为制造企业提供多种形式的工艺信息。

计算机集成制造系统中的关键技术和难点之一是信息的集成, 而其中切削参数的优化是一个实时、复杂的过程。优化模型中的工艺信息或参数来自于切削数据库或其它数据库。李尧等^[89]建立了一个面向制造的数控切削数据库系统, 实现了制造系统的远程在线智能监控及切削参数实时仿真优化; 邓朝晖等^[90]应用工艺数据库, 开发了一个信息化、智能化的凸轮轴数控磨削工艺应用系统; 朱林森^[91]采用数据库, 实现了预处理模块、CAD 模块、CAM 模块、后处理模块、CNC 模块五个模块的无缝集成, 研发了四坐标船模曲面对称加工集成制造系统。

在集成制造系统中, 由于存在工艺数据/知识不能共享的问题。Naser^[92]针对不同 CAD 几何建模软件包和存储在自己数据库的相关信息, 以及数据库结构不同导致的信息不能共享等问题, 运用智能特征识别方法开发出一种特征识别系统, 使不同的 CAD/CAM 系统实现集成。

由于切削参数和包含设备、工件、刀具、切削液等多种工艺信息的组织是异构

的、多元的和分布的，不容易实现异构数据源的集成，更难实现知识的重用和共享。研究者一般采用逻辑、框架设计，如知识表达采用多层次的知识框架技术，即对系统的管理对象、系统操作的语义网络、信息加工的组织方式、信息输出的结构与内容等进行逐层细化的描述^[93,94]；或采用法则，如采用产生式的规则和框架表示知识，采用实例推理为主、规则推理为辅的混合推理技术^[95,96]；或采用语义网络，如机械加工工艺手册、工艺经验表示，实现了层层推理^[97]。上述的数据/知识表示方法及其特点见表 1-3。

表 1-3 常规的数据/知识表示方法及其特点

表示方法	法 则	逻 辑	框 架	语 义 网 络
表示形式	规则	逻辑、公式	框架结构	网络图
表达的类型	规则、控制型	描述	描述、规则、控制型	描述
模块化	好	好	较好	差
维护性	差	较差	差	一般
推理能力	好	一般	差	一般
理解能力	较好	一般	好	较好

1.2 金属材料切削加工研究的意义及内容

1.2.1 研究的意义

重点开展一种沉淀硬化不锈钢（牌号为 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al）零部件的高效、高质量切削加工技术的研究，解决切削加工的实验、动态仿真和优化的共性技术和理论问题，对于揭示多工况条件下难加工材料的切削机理、零部件加工质量的影响规律具有重要的理论意义，同时把研究成果用于指导企业零部件的切削加工，大幅

度提高零部件的生产能力，提升装备的制造能力，对于实现生产的高效率、高质量和低成本具有重要的现实意义。

1.2.2 研究中需要解决的主要内容及难点

本研究项目来源于企业，因此，从生产实践出发，结合金属切削理论，在以下几个方面开展研究工作：

(1) 沉淀硬化不锈钢材料的静态、动态性能研究 通过沉淀硬化不锈钢的静态、动态实验，得到了材料在不同应变、应变率和温度下材料的流动应力变化曲线，分析了材料流动应力的变化规律；基于 Johnson-Cook 材料的本构模型，运用拟合方法，得到 JC 模型中的各个系数或指数，即建立了材料的本构模型。

(2) 基于有限元理论的金属切削加工仿真技术的研究 根据金属切削过程切屑形成的特点，确定：切屑与工件的分离准则；刀具的前刀面与切屑、刀具的后刀面与已加工表面的分离准则；刀具与切屑的摩擦模型及研究切削加工过程中温度和应力的耦合问题。

(3) 车削和铣削的切削力、切削温度的变化规律分析 基于金属切削理论，运用正交实验法，对车削、铣削过程的切削力、切削温度的变化规律进行了研究；在建立切削力、切削温度经验模型的基础上，探讨在固定工作条件下切削参数对其影响的大小。

(4) 基于 Marc 的车削、铣削加工的参数化建模与仿真方法的研究 在 Marc 的加工环境下，开展切削加工数值模拟的参数化建模技术的研究，然后对 69111 材料的二维车削、铣削过程开展数值模拟技术的应用。

(5) 车刀、铣刀磨损机理的分析 通过对 69111 材料的车削、铣削实验，分析对比几种刀具材料，优选车刀、铣刀材料，分析切削过程中车刀和铣刀的前、后刀面的磨损机理。

(6) 切削加工表面完整性的研究 通过车削、铣削 69111 材料的实验，建立表面粗糙度与切削参数的模型；分析表面粗糙度的变化规律，研究常规切削条件下的加工表面层、次表面层金相组织和显微硬度变化规律，探讨切削速度与加工硬化

深度和硬化程度的变化规律。

(7) 基于最佳切削温度的切削参数优化方法的研究 根据最佳切削温度守恒定律,对 69111 材料进行了车削和铣削实验,考察相对磨损量与切削温度的变化规律;建立切削过程优化切削的参数方程;结合建立的切削温度模型,构建基于刀具最低磨损量的切削参数耦合模型。

本项研究的难点:

(1) 基于 Marc 的切削加工有限元参数化的建模方法 结合有限元理论和参数化建模方法,提出基于 Marc 的切削加工有限元参数化建模方法;应用高级语言间的接口技术、数据库技术、参数化建模方法,在有限元软件 Marc 环境下,实现刀具、工件建模和切削参数的设置等过程的自动化,最终完成车削、铣削加工的有限元模型的构建。

(2) 基于最佳切削温度的切削参数耦合模型的建立 从最佳切削温度恒定定律出发,提出基于刀具最小磨损的切削参数耦合模型的构建方法;通过考察刀具磨损程度与切削速度的变化规律,构建刀具磨损量与切削速度的关联模型;同时构建切削温度与切削参数关系的模型,找到刀具最低磨损对应的切削温度值,最终构建基于最佳切削温度的切削参数耦合模型。

1.2.3 研究目标

本研究的目标是:针对沉淀硬化不锈钢的切削加工,通过建立材料的本构关系模型(Johnson-Cook 模型),构建车削、铣削加工的数值模拟平台;探索金属切削的实验技术,并将其与数值模拟技术相结合,研究切削机理;研究刀具磨损机理,获取基于刀具最低磨损的切削参数耦合模型,为优化切削参数提供理论和方法的支持;最终实现一种难加工材料(0Cr12Mn5Ni4Mo3Al)的高效、高质量切削。

第 2 章

沉淀硬化不锈钢的力学性能研究

2.1 引言

0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 沉淀硬化不锈钢是一种超高强度的不锈钢，它既具有马氏体沉淀硬化不锈钢的高强度，又具有奥氏体沉淀硬化不锈钢的高韧性及良好的成型加工性，广泛应用于航空、航天、武器装备及民用工业等领域。此类材料的切削加工性能一直是金属切削研究领域密切关注的焦点。掌握材料性能变化规律，建立材料的本构模型，是数值模拟的关键问题，同时也对科学制订材料切削加工工艺具有重要的指导作用。

金属切削加工是一个高度非线性的动态过程，涉及加工硬化、材料剪切断裂和高应变率等现象。为此，需要研究金属材料的静力性能和动态力学性能，而要同时准确地测出切削过程中的高温、高应变、高应变率等“三高”数据及流动应力数据是相当困难的。Oxley^[98]用解析法计算切削加工中的“三高”数据及流动应力数据；Maekawa 等^[99]利用高速压缩实验数据直接拟合材料本构关系；Shatla 等^[100]基于金属切削加工理论，研发了一个可以构建材料本构模型的系统。相比之下，实验法依然是基础的，也是验证其它方法的手段。

本章通过实验，在对 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 材料进行准静态压缩和冲击压缩实验的基础上，基于 Johnson-Cook 本构模型，通过拟合实验数据，获取了材料的本构关系。

2.2 材料的本构关系及流动应力实验的理论基础

切削选用的工件材料为沉淀不锈钢 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al，其化学成分见表 2-1。在切削过程中，切削区的材料通常在高温、大应变和大应变率的情况下发生弹塑性变形。为了较真实地模拟材料的切削过程，应把材料的流动应力视为应变、应变率和温度的函数关系，表示为： $\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T)$ 。

表 2-1 工件化学成分 (质量分数,%)

合 金 元 素						杂 质		
Cr	Mn	Ni	Mo	Al	Si	Cu	Co	C
11.6	4.27	4.07	3.03	0.93	0.54	0.091	0.082	0.06

描述材料流动应力的模型通常有多种形式。Johnson 和 Cook 于 1983 年发表了他们的本构关系（Johnson-Cook 本构关系），该本构关系描述了材料的应变硬化效应、应变率硬化效应和热软化效应；Zerilli^[101] 于 1987 年考虑到材料体心立方（bcc）和面心立方（fcc）点阵结构的差异，以位错动力学为基础建立了分别针对体心立方金属和面心立方金属的材料热黏塑性本构关系（Zerilli-Armstrong 本构关系）；一些研究者也采用 Power-Law 和 Maekawa-Shirakash^[102] 本构关系来描述材料的动态响应规律。Johnson-Cook 本构关系形式简单、待定系数少、适应性强，是应用最为广泛的一种模型^[103]。使用较多的流动应力实验方法主要有 Hopkinson 高速冲击法^[104] 和正交槽铣法^[105]。

根据上述情况和国内实验资源，拟采用 Hopkinson 高速冲击法进行测试，以获取材料的 JC 本构模型。

2.2.1 准静态压缩实验

准静态压缩应力 - 应变曲线采用图 2-1 所示的装置测得。采用刀口法（即利用固定在刀口上的夹式位移计测量变形，采用 MTS 实验设备自身的力传感器测量压

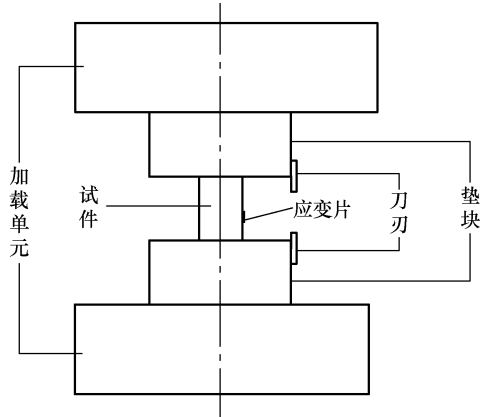


图 2-1 准静态压缩装置（应变片加刀刃）示意图

力) 求得的弹性模量会有很大的误差, 其原因是被测材料的弹性模量与垫块材料的弹性模量很接近, 故在其弹性变形阶段, 垫块出现的弹性凹坑深度与试件变形量相当, 这将严重影响试件材料弹性模量的测量值。为消除上述影响, 采用在试件上贴应变片的方法直接测量试件材料的弹性模量。利用应变片法测量的 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 不锈钢的弹性模量为 202GPa (刀口法测量的值仅为 65GPa)。而在塑性变形阶段, 垫块的弹性凹坑深度相对于试件的变形量已可忽略不计, 因此, 屈服后的应力 - 应变曲线可由刀口法直接获得。

由于在高温实验中既不能用应变片法直接测量试件材料的弹性模量, 又不能用刀口法直接测量试件的变形量。为此, 先采用空压扣除法 (即将含试件的实际压缩实验的变形量扣除不含试件的空压实验的变形量) 得到类似于采用刀口法得到的弹性模量, 再采用比值法 (认为常温下刀口法所得弹性模量的误差比值可用于高温情况) 求得各高温下的实际弹性模量, 并进而修正得到各温度下的工程应力 - 应变曲线。

2.2.2 冲击压缩实验

分离式霍普金森压杆 (Split Hopkinson Pressure Bar, SHPB) 实验装置如图 2-2 所示。当子弹撞击杆时, 在杆内产生一个入射脉冲 ε_i , 试件在该应力脉冲作用下

发生高速变形，与此同时，在压杆中产生向后的反射脉冲 ε_r 和向前的透射脉冲 ε_t 。

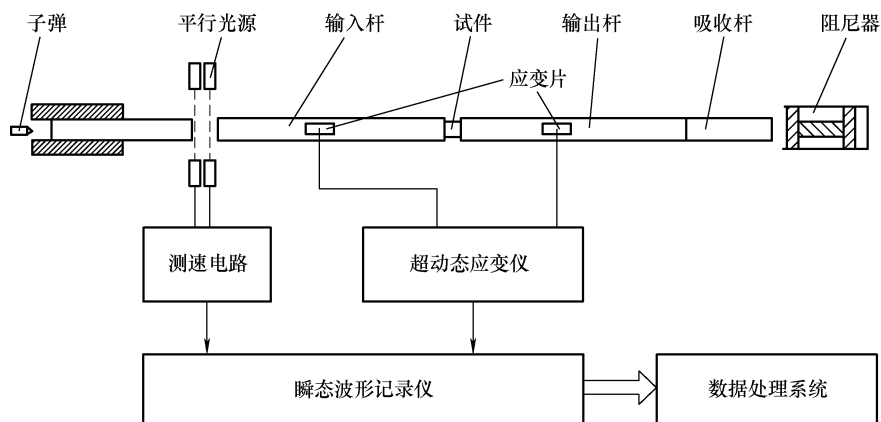


图 2-2 分离式霍普金森压杆实验装置简图

根据一维假定，有

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{C}{l_0}(\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) \quad (2-1)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{C}{l_0} \int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) dt \quad (2-2)$$

$$\sigma(t) = \frac{A}{2A_0} E(\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t) \quad (2-3)$$

式中， $\dot{\varepsilon}(t)$ 、 $\varepsilon(t)$ 和 $\sigma(t)$ 分别是材料的应变率、应变和应力； E 、 C 和 A 分别是压杆的弹性模量、波速和横截面积； A_0 和 l_0 分别是试件的初始横截面积和长度。

根据均匀假定，有 $\varepsilon_i + \varepsilon_r = \varepsilon_t$ ，代入式 (2-1) ~ 式 (2-3) 后可得到更简单的形式：

$$\dot{\varepsilon}(t) = -\frac{2C}{l_0} \varepsilon_r \quad (2-4)$$

$$\varepsilon(t) = -\frac{2C}{l_0} \int_0^t \varepsilon_r dt \quad (2-5)$$

$$\sigma(t) = \frac{A}{2A_0} E \varepsilon_r \quad (2-6)$$

2.2.3 Johnson-Cook 本构方程

Johnson-Cook 模型是一个与应变率和温度相关的经验型的黏塑性模型，其公式如下：

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) (1 - T^{*m}) \quad (2-7)$$

式中， σ 为材料的流动应力（MPa）； ε_p 为等效塑性应变； $\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为相对应变率（在本书中 $\dot{\varepsilon}_0$ 取准静态实验应变率 $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ）； $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$ ， T 为样品的环境温度， T_r 为室温， T_m 为材料的熔点； A 、 B 、 C 、 m 和 n 为待定系数。

标准的 Johnson-Cook 模型采用相对应变率自然对数的一次函数来描述应变率效应。为了更好地反映材料应变率效应敏感度在不同应变率范围内的差异，我们在原有模型的基础上增加了相对应变率自然对数的平方项。另外，为了考虑绝热压缩过程中温升导致的温度软化，在环境温度上叠加一组与应变、应变率有关的项，即

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} + D \ln^2 \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \left[1 - \left[\frac{T + \left[\frac{\dot{\varepsilon} - 1}{|\dot{\varepsilon} - 1|}\right] k \varepsilon - T_r}{T_m - T_r}\right]^m\right] \quad (2-8)$$

式中， D 是待定系数； $\frac{\dot{\varepsilon} - 1}{|\dot{\varepsilon} - 1|} = \begin{cases} 1, & \dot{\varepsilon} > 0 \\ 0, & \dot{\varepsilon} < 0 \end{cases}$ ； k 是环境温度影响系数； m 是绝热变形温升影响指数。

2.3 材料实验的设备与测试仪器

实验设备：MTS-810 实验机和 SHPB 实验装置（见图 2-3）。



图 2-3 SHPB 实验装置

2.4 沉淀硬化不锈钢准静态性能分析

所有试件的准静态压缩实验是在 MTS - 810 电液伺服式材料实验机上进行的，试件尺寸为 $\phi 12\text{mm} \times 12\text{mm}$ ，应变率为 0.0005s^{-1} ，试件尺寸见附录 A。有三个环境温度条件：25℃、300℃和 500℃（该实验机的最高实验温度为 500℃，故相对于后面的动态实验少了 700℃的高温实验）。

先采用空压扣除法得到类似于采用刀口法得到的弹性模量，再采用比值法求得各高温下的实际弹性模量（见表 2-2），并进而修正得到各温度下的工程应力 - 应变曲线，如图 2-4 所示。

表 2-2 三种温度下的弹性模量、屈服强度

温度/℃	修正前的弹性模量 (刀口法结果)/GPa	修正后的弹性模量 (应变片法结果)/GPa	屈服强度/GPa
25	65	202	626
300	64	198.9	510
500	43	133.6	430

图 2-4 示出了材料在 25℃、300℃ 和 500℃ 温度下的工程应力 - 应变曲线。由图可知, 随着温度的升高, 材料的弹、塑性性能发生较明显的变化, 弹性模量减小, 屈服强度和抗拉强度也明显减小, 塑性变形也明显减小。相对室温而言, 材料在 300℃ 时的弹性模量、屈服强度和抗拉强度分别减小 1.5%、1.9% 和 18.5%; 而材料在 500℃ 时的弹性模量、屈服强度和抗拉强度分别减小 33.8%、34.2% 和 31.3%。由此可见 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 材料对温度较敏感, 呈现出一定的温度软化效应。

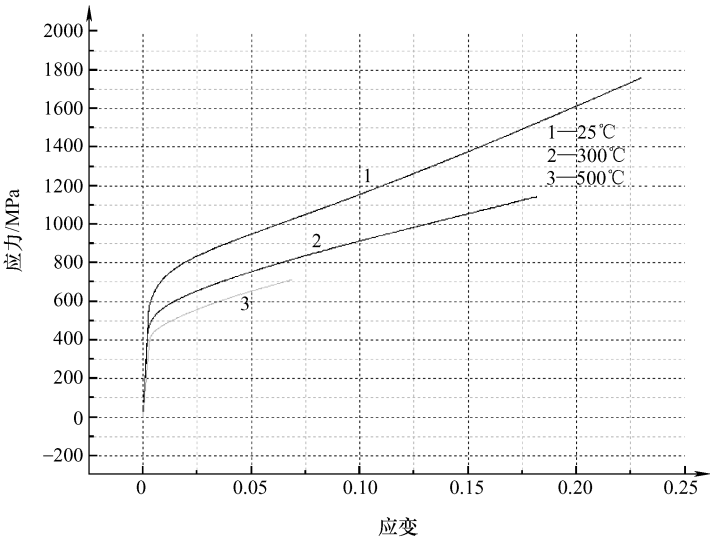


图 2-4 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 准静态下的工程应力 - 应变曲线

2.5 沉淀硬化不锈钢动态分析

所有的冲击压缩实验是在 $\phi 14.5\text{mm}$ 的 SHPB 实验装置上进行的, 试件尺寸为 $\phi 10\text{mm} \times 6\text{mm}$, 见附录。

冲击压缩实验给出了 3 个应变率 (300s^{-1} ; 1000s^{-1} 、 2700s^{-1})、4 种环境温度 (25°C 、 300°C 、 500°C 和 700°C) 下的相关数据, 每个应变率含有 5 组有效数据, 最终结果取其平均值。应变率为 300s^{-1} 的冲击压缩实验中, 由于反射波过小、相对误差过大, 除个别实验数据有较大离散, 大部分的实验数据具有较好的重复性。

1. 材料的应变、应变率效应

图 2-5 示出了材料在 25℃、300℃、500℃ 和 700℃ 温度下不同应变率时的工程应力 - 应变曲线。

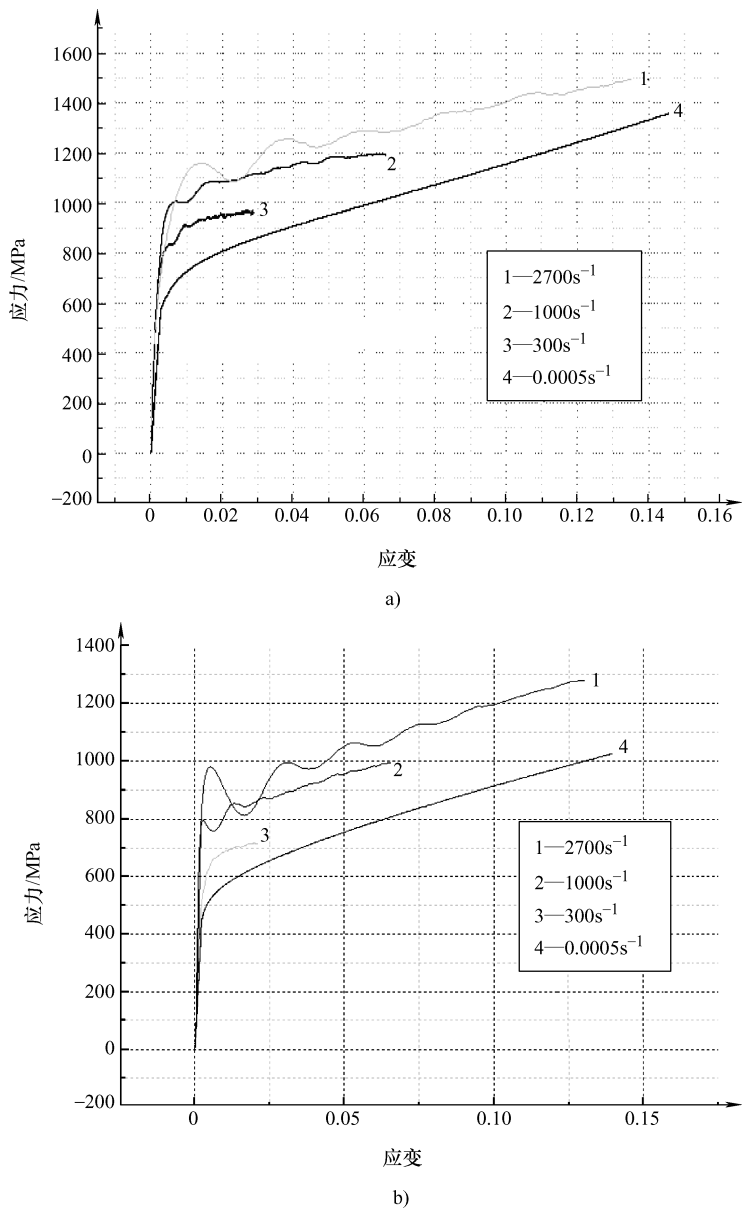


图 2-5 不同环境温度下、不同应变率时的工程应力 - 应变曲线
a) 25℃ 时不同应变率的工程应力 - 应变曲线 b) 300℃ 时不同应变率的工程应力 - 应变曲线

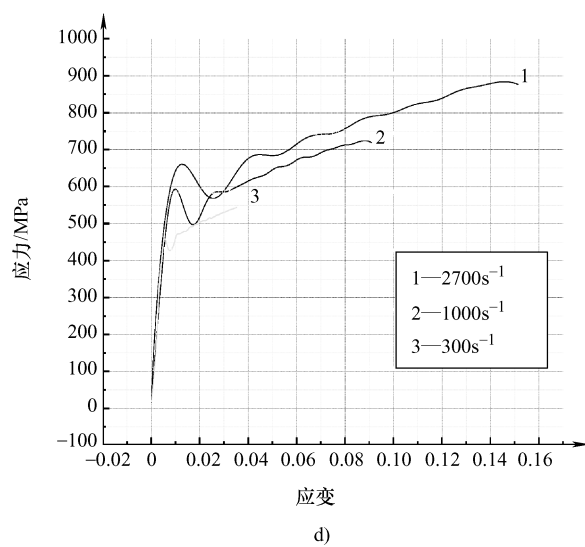
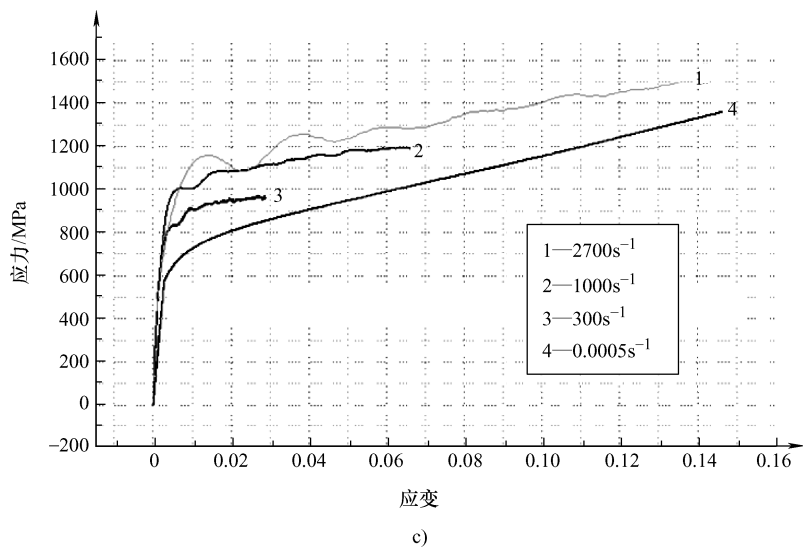
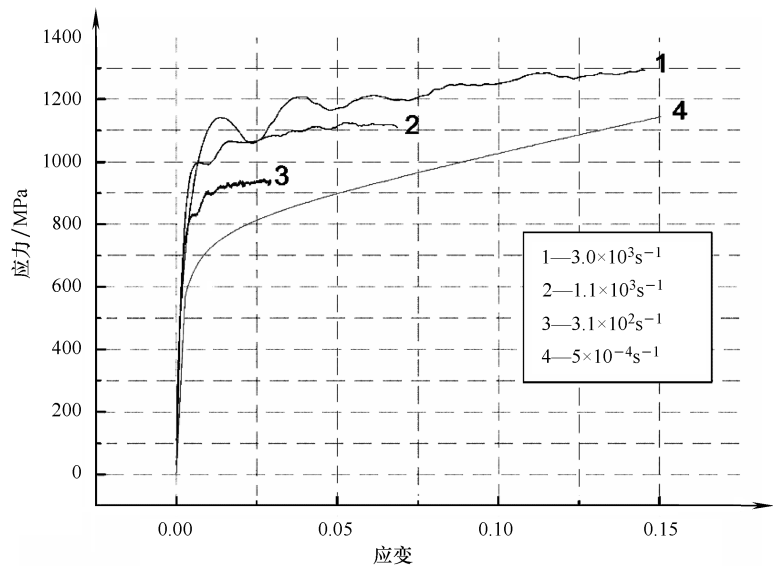
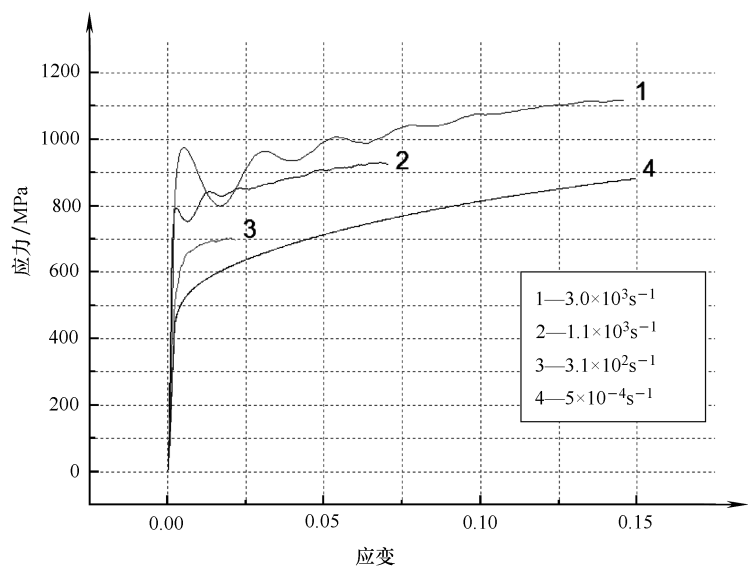


图 2-5 不同环境温度下、不同应变率时的工程应力 - 应变曲线 (续)
c) 500℃时不同应变率的工程应力 - 应变曲线
d) 700℃时不同应变率的工程应力 - 应变曲线

图 2-6 示出了材料在 25℃、300℃、500℃ 和 700℃ 温度下不同应变率时的真实应力 - 应变曲线。



a)



b)

图 2-6 材料在各种环境温度下、不同应变率时的真实应力 - 应变曲线
a) 25℃ 时不同应变率的真实应力 - 应变曲线
b) 300℃ 时不同应变率的真实应力 - 应变曲线

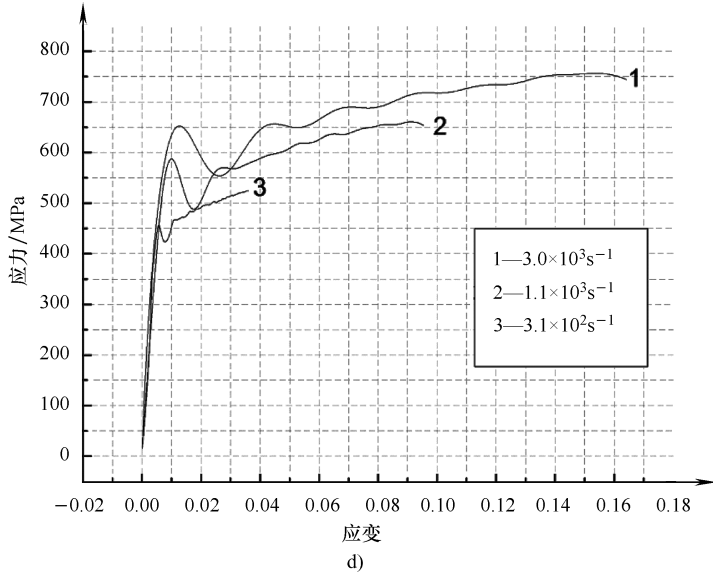
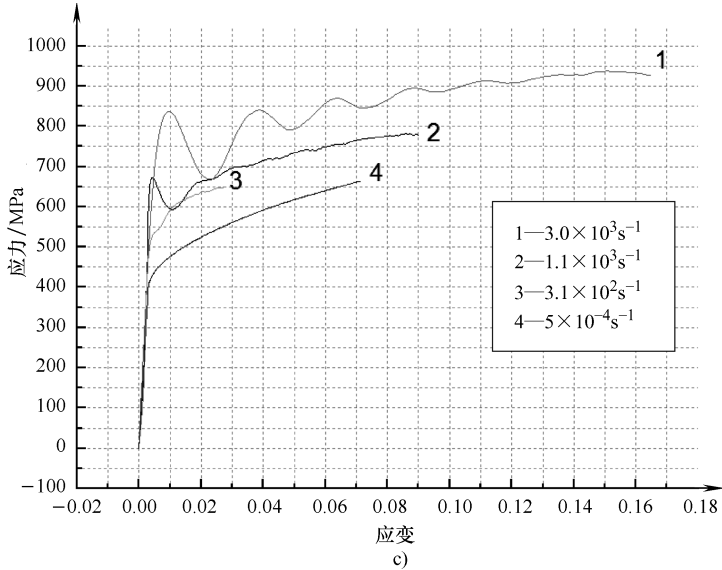


图 2-6 材料在各种环境温度下、不同应变率时的真实应力 - 应变曲线 (续)
c) 500℃ 时不同应变率的真实应力 - 应变曲线 d) 700℃ 时不同应变率的真实应力 - 应变曲线

从工程应力 - 应变曲线 (见图 2-5) 与真实应力 - 应变曲线 (见图 2-6) 中可以看出, 随着应变的增加, 在不同的温度下, 材料流动应力也在渐渐增大, 这说明材料在变形过程中加工硬化效应明显; 同时, 材料的流动应力随着应变率的增加而明显变大, 表明材料的应变率硬化效应比较明显。另外, 可以分析出, 材料流动的

真实应力要比工程应力值明显减小，这是由于真实面积比原始面积大，从而真实应力有较大的变化，说明材料的热软化效应很明显。

2. 材料的温度软化效应

图 2-7 示出了材料在几种应变率下的工程应力 - 应变曲线。

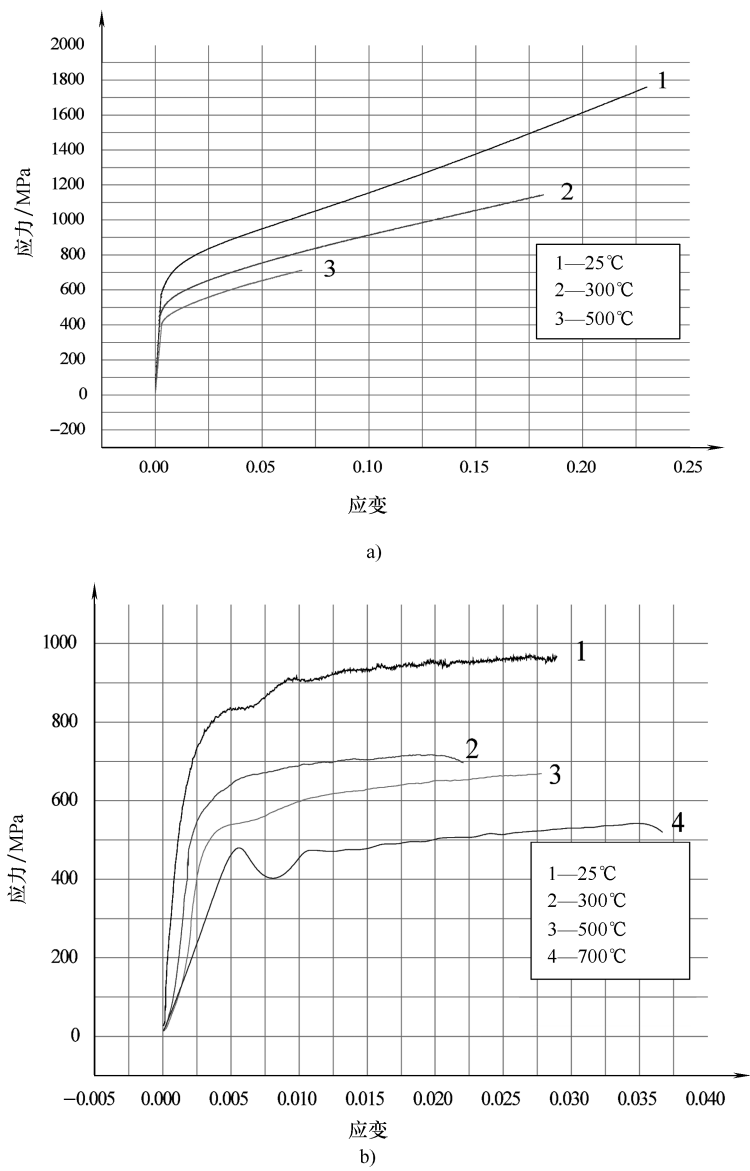


图 2-7 材料在几种应变率下的工程应力 - 应变曲线

a) 应变率为 0.0005s^{-1} 时的工程应力 - 应变曲线 b) 应变率为 300s^{-1} 时的工程应力 - 应变曲线

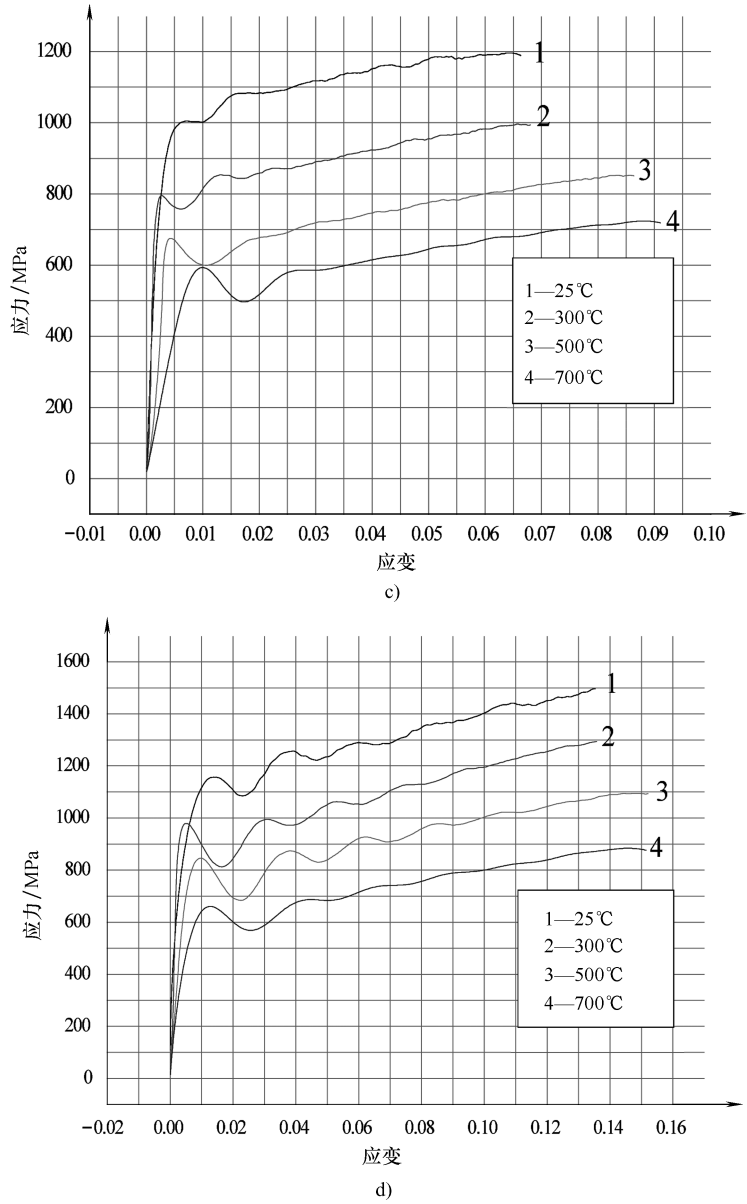


图 2-7 材料在几种应变率下的工程应力应变曲线 (续)

c) 应变率为 1000 s^{-1} 时的工程应力 - 应变曲线 d) 应变率为 2700 s^{-1} 时的工程应力 - 应变曲线

由图 2-7 可以看出，在同一应变、应变率和不同温度条件下，材料的流动应力值下降。这说明材料在加工过程中，材料的热软化效应明显强于加工硬化效应，从而导致材料的流动应力随着温度的升高而下降。

2.6 Johnson-Cook 模型拟合结果

在式 (2-7) 所示的 Johnson-Cook 模型中, 第一部分 (第一个括号内) 表示室温条件下准静态的应力 - 应变关系, 参数 A 为试件材料的静态屈服应力, B 和 n 则反映了试件材料的应变硬化特性。第二部分 (第二个括号内) 表示材料的应变率效应, 表明材料的强度提高与材料应变率的对数成线性关系, 式中的 C 反映了材料对应变率效应的敏感程度。第三部分 (第三个括号内) 表示环境温度的影响, 式中的 m 反映了材料对环境温度热软化效应的敏感程度。

2.6.1 实验数据获取后的处理

将实验获取的动态、准静态数据分别录入到具有一定格式要求的数据文件 (扩展名为 dat), 以备程序后置处理得到相关的曲线和 Johnson-Cook 模型系数。

2.6.2 Johnson-Cook 模型拟合

Johnson-Cook 模型如下:

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) (1 - T^{*m})$$

具体拟合过程如下:

在常温、准静态情况下, $\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} = 1$, $T^* = 0$, σ_y 与 ε_p^n 成线性关系, A 为材料处于常温、准静态时的屈服强度, 再利用公式:

$$\ln(\sigma - A) = \ln B + n \ln \varepsilon_p \quad (2-9)$$

根据常温、准静态时的实验结果, 拟合后可得到 B 和 n 。对常温、动态实验, T^* 为 0。根据常温动态时的实验结果, 确定公式中的材料参数 C 及 m 。

对于修正后的 Johnson-Cook 模型, B 和 n 求法同上。根据常温、动态时的实验结果, 可拟合出描述应变率效应的系数 C 和 D 。最后再根据高低温情况的实验结果

拟合得到描述环境温度和绝热变形温升影响系数 k 和 m 。

1. 工程应力 – 应变模型

实验数据经过拟合得到工程应力 – 应变模型，模型中的数值见表 2-3。

表 2-3 工程应力 – 应变曲线的拟合结果

参 数	A/MPa	B/MPa	n	C	D	m	$k/^\circ\text{C}$
修正的 J – C 模型	626	3614	0. 82	-0. 0621	0. 0060	1	2840
传统的 J – C 模型	626	3614	0. 82	0. 0268	0	1	0

拟合结果与实验结果的比较如图 2-8 和图 2-9 所示。

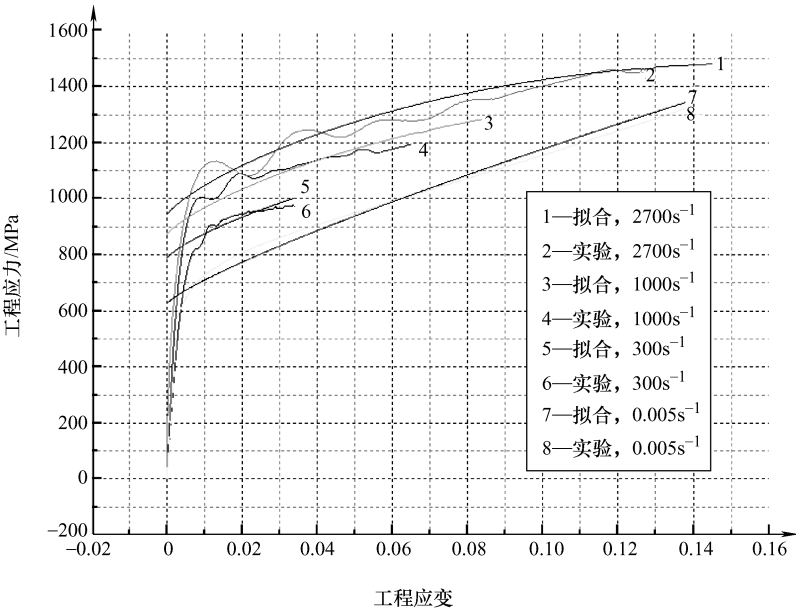


图 2-8 常温下不同应变率的工程应力 – 应变曲线及拟合曲线

2. 真实应力 – 应变模型

实验数据经过拟合得到真实应力 – 应变模型，模型中的数值见表 2-4。

表 2-4 真实应力 – 应变曲线的拟合结果

参数 A/MPa	参数 B/MPa	参数 n	参数 C	参数 D	参数 $k/^\circ\text{C}$	参数 m
620	1597	0. 59	-0. 0567	0. 0055	2340	1

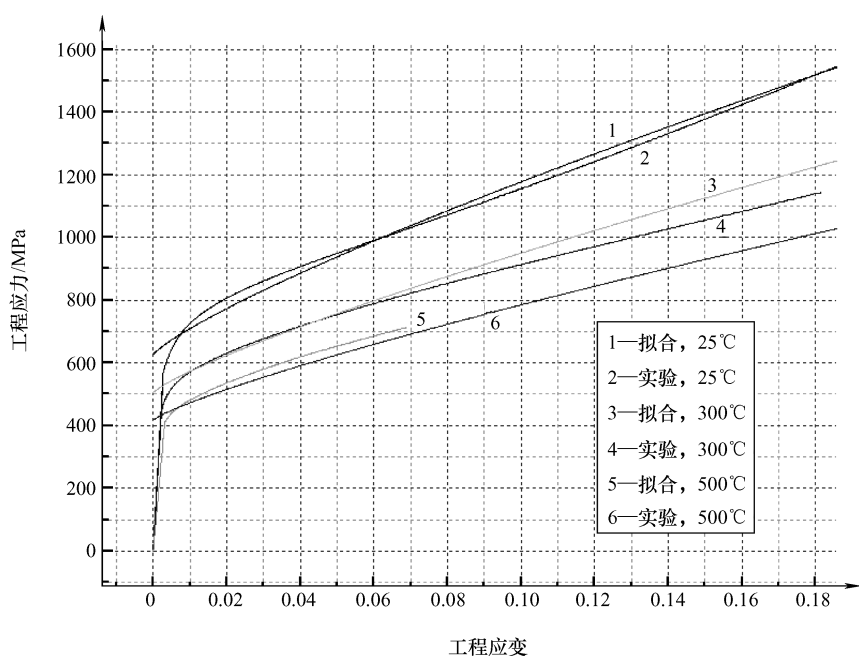


图 2-9 在准静态下不同温度的工程应力 - 应变曲线及拟合曲线

拟合结果与实验结果的比较如图 2-10 和图 2-11 所示。

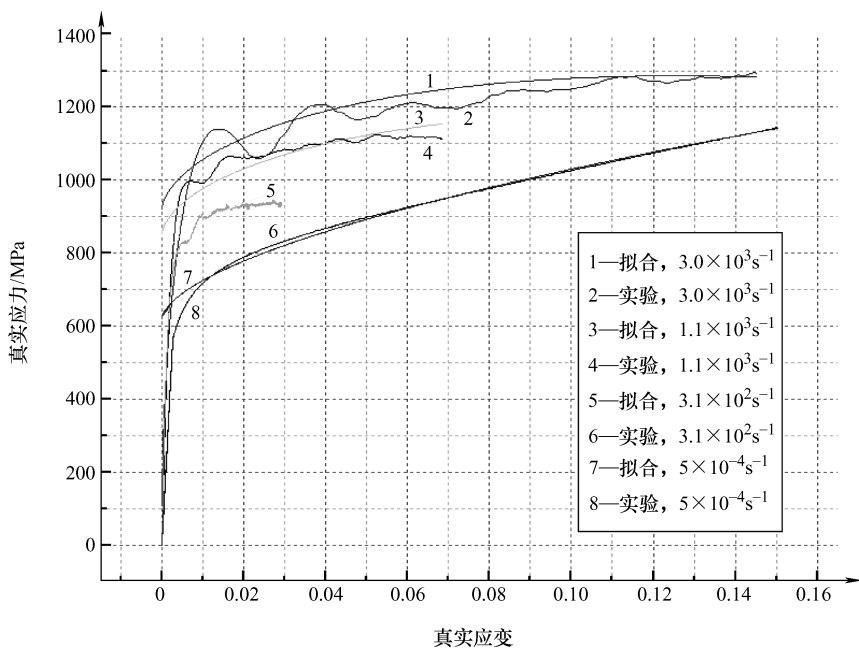


图 2-10 在常温下不同应变率的真实应力 - 应变曲线及拟合曲线

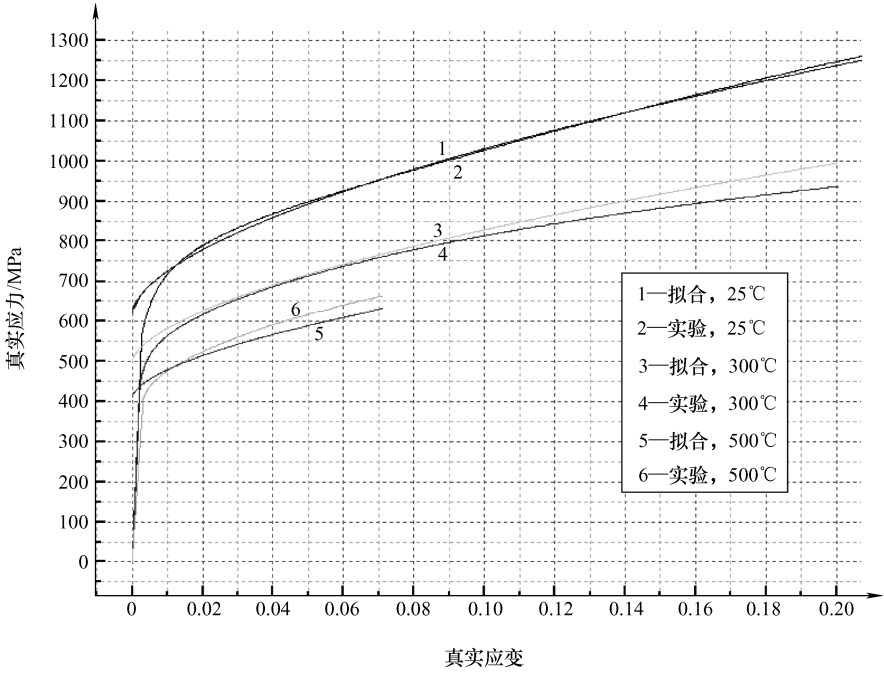


图 2-11 在准静态下不同温度的真实应力 - 应变曲线及拟合曲线

第 3 章



切削加工的有限元理论与有限元建模

3.1 概述

为了提高切削加工效率和产品加工质量，特别是满足航空航天等领域对关键零部件的机械性能要求，必须深入研究切削加工机理。由于金属切削工艺相当复杂，涉及的影响因素较多，利用解析方法很难准确描述切屑的形成过程；而单纯的实验研究所需的经费和时间投入均很大，且不易得到切削区域残余应力场、温度场的分布状态信息。相比之下，切削过程有限元数值模拟技术作为一种有效的辅助设计工具，能够辅助获得工件材料在切削过程中的动态信息。借助于这种方法，能够全面研究各种切削加工参数之间的相互影响作用，从而为切削参数优化、刀具几何参数设计及其结构设计等提供重要的理论指导。

目前，诸如 ANSYS、DEFORM、Marc、ABAQUS 等商业有限元软件为实现大型项目的有限元分析、计算提供了良好的前后处理和求解环境。本项目研究使用 MSC. Marc 软件对金属的切削过程进行有限元分析。MSC. Marc 是功能齐全的高级非线性有限元软件，被国内外研究者广泛用于金属切削过程的研究^[23-64]。

本章将讨论金属切削过程数值模拟的几个关键技术及其解决方案，研究二维、三维切削加工数值模拟的建模技术，为切削加工数值模拟奠定基础。

3.2 切削过程数值模拟关键技术

金属切削加工过程的有限元数值模拟有拉格朗日法、欧拉法和任意的拉格朗日 - 欧拉法三种。拉格朗日法使用物质坐标系, 单元网格在材料上随着空间和材料一起流动; 欧拉法里, 有限元网格固定在某个空间里, 材料通过网格流动; 任意的拉格朗日 - 欧拉法中, 网格移动和材料无关。由于有限元分析软件中提供了拉格朗日法 (有总拉格朗日法和更新拉格朗日法), 其中更新的拉格朗日法适合描述非线性方程, 能更好地对金属切削过程进行数值分析。

3.2.1 大变形弹塑性有限元法

1. 增量形式的本构方程

$$\dot{T}_{ij}(t) = D_{ij\ pq}^{ep} \dot{E}_{pq}(t) - \sigma_{ik} \dot{E}_{kj}(t) - \sigma_{kj} \dot{E}_{ki}(t) \quad (3-1)$$

式中, $D_{ij\ pq}^{ep}$ 是弹塑性矩阵; $\dot{E}_{pq}(t)$ 、 $\dot{E}_{kj}(t)$ 、 $\dot{E}_{ki}(t)$ 是 Green 应变率; σ_{ik} 、 σ_{kj} 是 Cauchy 应力。

有限增量形式为

$$\Delta T_{ij} = D_{ij\ pq}^{ep} \Delta E_{pq} - \sigma_{ik} \Delta E_{kj}(t) - \sigma_{kj} \Delta E_{ki}(t) \quad (3-2)$$

考虑到 σ_{ij} 、 ΔE_{kj} 的对称性和材料的各向同性, 则可写成矩阵形式:

$$\{\sigma_d\} = \begin{bmatrix} 2\sigma_{11} & 0 & 0 & \sigma_{12} & 0 & \sigma_{31} \\ 0 & 2\sigma_{22} & 0 & \sigma_{12} & \sigma_{23} & 0 \\ 0 & 0 & 2\sigma_{33} & 0 & \sigma_{23} & \sigma_{31} \\ \sigma_{12} & \sigma_{12} & 0 & \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{22}) & \frac{1}{2}\sigma_{31} & \frac{1}{2}\sigma_{23} \\ 0 & \sigma_{23} & \sigma_{23} & \frac{1}{2}\sigma_{31} & \frac{1}{2}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) & \frac{1}{2}\sigma_{12} \\ \sigma_{31} & 0 & \sigma_{31} & \frac{1}{2}\sigma_{23} & \frac{1}{2}\sigma_{12} & \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{33}) \end{bmatrix} \quad (3-3)$$

2. 单元增量的刚度方程

由于 $t + \Delta t$ 时刻的单元应变和单元应力为

$$\{E\} = \{\Delta E\} \quad (3-4)$$

$$\{T\} = \{\sigma\} + \{\Delta T\} \quad (3-5)$$

单元虚功方程

$$\int_e \{\delta E\}^T \{T\} dv = (\{\delta u\}^e) \{f\}^e + \int_e \{\delta u\}^T \{p\} dv + \int_{a_\sigma} \{\delta u\}^T \{\bar{p}\} da \quad (3-6)$$

可变为

$$\begin{aligned} \int_e \{\delta \Delta E\}^T [\{\sigma\} + ([D_{ep}] - [\sigma_d]) \{\Delta E\}] dv &= (\{\delta \Delta u\}^e) \{f\}^e + \int_e \{\delta \Delta u\}^T \{p\} dv + \\ &\int_{a_\sigma} \{\delta \Delta u\}^T \{\bar{p}\} da \end{aligned} \quad (3-7)$$

式中, $\{f\}^e$ 是节点力; $\{p\}^e$ 是单位体积力; $\{\bar{p}\}$ 是面积力。

采用更新的拉格朗日有限元法, 可以得到单元增量刚度方程:

$$([k_0]^e + [k_\sigma]^e + [k_l]^e) \{\Delta u\}^e = \{f\}^e + \{q\}^e - \{r\}^e \quad (3-8)$$

式中, $[k_0]^e$ 是小位移弹塑性刚度矩阵; $[k_\sigma]^e$ 是初应力刚度矩阵; $[k_l]^e$ 是大位移弹塑性刚度矩阵; $\{r\}^e$ 是初应力节点力。

$$[k_0]^e = \int_e [B_L]^T [D_{ep}] [B_L] dv \quad (3-9)$$

$$[k_\sigma]^e = \int_e ([G]^T [\sigma] [G] - [B_L]^T [\sigma_d] [B_L]) dv \quad (3-10)$$

$$\begin{aligned} [k_l]^e &= \int_e [[B_L]^T (D_{ep} - \sigma_d) [B_N^*] + [B_N^*]^T ([D_{ep}] - [\sigma_d]) [B_L] + [B_N^*]^T \\ &([D_{ep}] - [\sigma_d]) [B_N^*]] dv \end{aligned} \quad (3-11)$$

$$\{r\}^e = \int_e [B_L]^T \{\sigma\} dv \quad (3-12)$$

式中, $[B_L]$ 是线性几何矩阵; $[B_N^*]$ 是非线性几何矩阵。

总体增量刚度方程为

$$[K]_T \{\Delta U\} = \{P\} - \{R\} \quad (3-13)$$

式中, $[K]_T$ 是切线刚度矩阵; $\{P\}$ 是总体节点载荷; $\{R\}$ 是初应力节点力。

3.2.2 切屑与工件的分离准则

在切削过程中,随着刀具的进给,切屑从工件材料中不断被分离,工件同时形成新的加工表面。如何实现切屑的自动分离是切削过程数值模拟的一个关键问题。

已经提出的切屑分离准则分为两种类型,即几何准则和物理准则。切屑分离准则只有真实反映工件材料的力学和物理性质,才能得到合理的有限元模拟结果。另外,当工件材料确定后,一个最佳的分离准则是其临界值不应该随着切削条件的不同而改变。

几何准则主要通过变形体几何尺寸的变化来判断切屑是否分离,主要是基于刀尖与刀尖前单元节点的距离,并假定在预定义加工路径上的距离小于某个临界值时,该节点被分成两个,其中一个节点沿前刀面向上移动,另一个保留在加工表面上。Usui^[106]首先提出并采用了切屑的几何分离准则。Komvopoulos^[107]则采用了基于实验的任意值。Zhang^[108]建议取单元长度的 10% ~ 30% 作为临界值,另外,还提出一个新的几何分离准则,即用分离距离与切削深度的比值作为标准。但临界值的选取往往影响模拟结果的合理性以及数值计算的收敛性,因此,使用几何准则就很难找到一种通用的临界值,以适应切削加工中不同的材料以及不同的加工工艺。

物理准则是基于刀尖前单元及其节点的物理量是否达到了临界值而建立的,如等效塑性应变准则、应变能密度准则、失效应力准则等。当单元中所选定物理量的值超过给定材料的相应物理条件时,即认为单元节点分离。物理准则是由 Iwata^[109]等提出来的,他们首先建立了破坏应力准则,将模拟结果与实验结果进行对比,证明了其有效性;Watanable^[110]则使用法向失效应力作为切屑分离与否的判断准则;Strenkowski^[111]提出基于等效塑性应变的物理准则;Carroll^[112]设置了等效属性应变的临界值在 0.4 ~ 0.6 之间;Xie^[113]和 Hashemi^[114]分别采用了 0.5 和 0.6 ~ 1.5 的临界值;Lin^[115]提出基于应变能密度的切屑分离准则,证明了切屑分离应变能密度阈值与切削深度无关。

失效应力准则表示为

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{\sigma_s}\right)^2 + \left(\frac{|\tau_n|}{\tau_s}\right)^2 \geq 1 \quad (3-14)$$

式中, σ_n 、 τ_n 分别是切屑和工件分界面上单元的正应力和剪应力; σ_s 、 τ_s 分别是正应力和剪应力的阈值。

当仅考虑正应力, 即采用所谓的法向失效力准则时, 可将式 (3-14) 中的 τ_s 设为极大值。

单元的应变能密度可按式计算:

$$\frac{dW}{dV} = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (3-15)$$

式中, σ_{ij} 、 ϵ_{ij} 分别是应力和应变分量; W 是单元中所存储的总能量, 包括弹性变形能和塑性流动功; V 是单元体积。

Zhang^[116]对比分析了以上几种不同的切屑分离准则, 指出随着工件材料、切削条件等的不同, 相应阈值会发生变化。Huang^[117]则认为在稳态切削时, 选取不同的分离准则对切屑几何形状以及应力、应变分布状态的影响不大。采用物理准则使金属切削的有限元模拟更接近实际情况。但在实际的有限元模拟中, 当刀尖达到应该分离的节点时, 可能会出现某单元或节点的物理值并没有达到所给定的物理标准, 切屑在该点就有可能没有实现分离。

因此, 为了更好地模拟切削加工过程, 综合上述几何分离和物理分离准则的特点, 本书采用基于几何和应变能密度的综合标准作为切屑分离标准, 即以物理准则为主要判断依据, 但当刀尖接近分离点并小于给定的几何准则时, 通过强迫节点分离, 实现切屑的分离。

另外, 由于金属切削过程中, 过度的大变形可能造成单元的严重畸变, 从而使以此为参考构型的后继增量分析在质量低劣的网格上完成, 影响结果精度, 甚至导致分析的中止。为此, 本研究还采用了网格重划分 (Remeshing) 技术, 即将原来的网格中的状态变量映射到新划分的网格上。软件提供的网格重划分准则有: 单元畸形、接触穿透、增量步、内角偏差和直接重划。

结合上述切屑分离准则和网格重划分技术, 能很好地实现在刀具进给过程中切

屑从工件上的分离及其形态变化的控制。

3.2.3 刀具与工件的接触法则

1. 刀具前刀面与切屑界面接触摩擦模型

在刀具-切屑界面之间存在着复杂的非线性接触问题，但为了数值模拟方便起见，一般将其简化处理成两种不同机制的摩擦区域，即黏着区和滑动区，如图 3-1 所示。其中，黏着区的摩擦力大小维持恒定，而滑动区的摩擦力大小则可以用库仑模型进行描述。

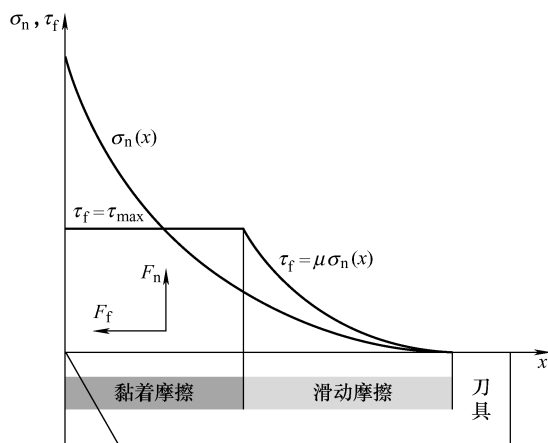


图 3-1 刀具-切屑界面法向应力 σ_n 和切向应力 τ_f 的分布

(1) 滑动区的摩擦应力 根据库仑摩擦理论，接触表面滑动摩擦区的切向滑动摩擦力 F_f 与法向正压力 F_n 有如下关系：

$$\mu = \frac{F_f}{F_n} = \frac{f}{\sigma_n} \quad (3-16)$$

$$f = \mu \sigma_n \quad (3-17)$$

式中， f 为切向（摩擦）应力（MPa）； σ_n 为接触节点处的法向应力（MPa）。

(2) 黏着区的摩擦应力 当工件与刀具表面没有相对滑动，完全处于黏合状态时，此时摩擦剪应力为

$$f \leq m \sigma_{\text{crit}} \quad (3-18)$$

式中, m 为摩擦系数 (取值范围 $0 \sim 1.0$); σ_{crit} 为接触节点处的法向应力 (MPa)。

假定材料符合 von-Mises 屈服准则, 则最大许可剪应力 τ_{crit} 为

$$\tau_{\text{crit}} = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} = \frac{\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}, T)}{\sqrt{3}} \quad (3-19)$$

式中, $\bar{\sigma}$ 表示屈服应力 (MPa)。

(3) 过渡区的摩擦力 由于切屑与刀具前刀面的摩擦由黏着摩擦过渡到滑动摩擦, 摩擦应力随相对滑动速度值产生阶梯函数状的变化。在数值模拟中, 由于这种不连续, 会造成数值计算困难。因此, 引入一个过渡区摩擦模型, 公式是

$$\sigma_f \leq -\mu\sigma_n \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{v_r}{r_{v\text{const}}}\right) \quad (3-20)$$

式中, $r_{v\text{const}}$ 表示发生滑动时接触体之间的临界相对速度 (m/s); v_r 表示接触点相对滑动速度 (m/s)。

为了真实地模拟前刀面与切屑的摩擦, 克服由黏着摩擦到滑动摩擦的摩擦应力的突变, 可选用新的库仑摩擦模型 (基于节点力)。黏-滑阶跃摩擦见图 3-2。

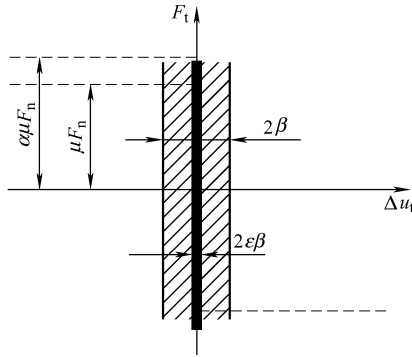


图 3-2 黏-滑阶跃摩擦

图中, Δu_t 为切向量位移增量; α 为因子 (一般取 1.05); β 为黏着摩擦到滑动摩擦的相对位移过渡区域 (一般取 10^{-6} mm); ε 为小常数, 因此 $\varepsilon\beta \approx 0$ 。

2. 刀具前刀面与切屑分离以及后刀面与已加工表面的分离准则

在刀具的前刀面与切屑、后刀面与已加工表面接触的节点上作用一个拉力, 该

节点就必然与接触面分离。从理论上说,接触节点的反力为零时恰好分离。但实际数值的处理中,由于各节点的力平衡方程不能精确地满足所造成的误差,可能在分离时节点上仍有一个较小的正反力存在。这就需要设置一个引起接触节点发生分离的最小节点反力。这个门槛值同时也可避免接触点发生不必要的分离。

当分离发生时,这一对接触反力如同残余力(作用在自由节点上的零外力)。这时就必须释放其接触反力,这样才能减少计算过程的迭代次数。

3.2.4 单元死活技术

单元死活技术正是根据工程实际问题分析过程所需而专门设置的一种可以随时增加或删除单元的处理技术。在切削加工仿真过程中,网格重划分技术、自适应网格技术和单元死活技术往往是并行使用的,以解决切削加工中切屑的脱落等问题。单元死活技术时要通过用户子程序的调用来实现。在 MSC. Marc 中,使用了 Visual Fortran 作为子程序开发语言。

3.2.5 热传导模型

金属的切削加工过程中伴有大量的热产生,导致刀具和工件迅速升温。二维非稳态温度场直角坐标导热控制方程(考虑导热系数随温度变化)为

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{d\lambda}{dT} \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right] - \rho c \left(w_x \frac{\partial T}{\partial x} + w_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q^* \quad (3-21)$$

式中, q^* 是单位体积的热产生率 (W/m^3), $q^* = q_p + q_f$; λ 是导热系数 [$\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$]; T 是温度 (K); ρ 是材料密度 (kg/m^3); c 是比热容 [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$]; x 、 y 和 z 是笛卡儿坐标 (m); w_x 、 w_y 是运动热源在 x 和 y 方向的速度分量 (m/s)。

(1) 切削热

1) 切屑塑性变形导致的热为

$$q_p = W_h \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} / J \quad (3-22)$$

式中, W_h 是塑性变形功转化为热能的比率; $\bar{\sigma}$ 是等效应力 (MPa); $\dot{\varepsilon}$ 是等效应变

速率； J 是热功当量系数。

上式必须满足下面提及的边界条件。

2) 刀具与切屑、加工表面之间的摩擦产生的热为

$$q_f = \eta_f \tau_c V_r / J \quad (3-23)$$

式中， η_f 是摩擦功转换为热的系数； τ_c 是接触界面的剪应力； V_r 是两个接触面的相对滑动速度。

(2) 边界条件

1) 刀具和切屑、工件间的接触热传递为

$$q_1 = H_{CT} (T_B - T_A) \quad (3-24)$$

式中， H_{CT} 是切屑与刀具的热传递系数； T_B 是接触处切屑温度； T_A 是接触处刀具的温度。

2) 刀具和切屑、工件与空气间发生的对流散热为

$$q_2 = H_{CVE} (T_{SINK} - T_0) \quad (3-25)$$

式中， H_{CVE} 是对流换热系数； T_{SINK} 是高温物体的表面温度； T_0 是空气的温度。由于通过辐射方式传递的热量所占比例很小，所以略去不计。

(3) 初始条件

$$T(x, y, t) \big|_{t=0} = T_V \quad (3-26)$$

式中， T_V 是工件、刀具或空气的初始温度。

3.2.6 热 - 力耦合模型

在金属切削加工过程中，工件在产生塑性变形的同时伴随着温度的变化，即金属切削时材料的塑性变形以及刀具与切屑、已加工表面的剧烈摩擦会使切削变形区域的温度在瞬间剧升。由于温度变化对工件变形和材料的力学性能会产生影响；同时，工件的切削变形反过来也会改变热边界条件，进而影响温度场。所以，对于切削加工过程中温度和应力的耦合问题，需要按热 - 力耦合的方法求解。

为了耦合切削加工过程中热载荷和机械载荷之间的相互影响，根据 Prandtl-Reuss 理论，考虑到全应变增量包含弹性应变增量、塑性应变增量和温度应变增量，

即可得热弹塑性力学本构关系:

$$\text{弹性区:} \quad d\{\sigma\} = [D](d\{\varepsilon\} - d\{\varepsilon\}_T) \quad (3-27)$$

$$\text{塑性区:} \quad d\{\sigma\} = [D](d\{\varepsilon\} - d\{\varepsilon\}_T - d\{\sigma\}_T) \quad (3-28)$$

$$d\{\varepsilon\}_T = \left(\{\alpha\} + \frac{d[D]^{-1}}{dT} \{\sigma\} \right) dT, \quad d\{\sigma\}_T = \frac{\left([D] \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}} \frac{\partial H}{\partial T} \right) dT}{\frac{\partial H}{\partial \bar{\varepsilon}_p} + \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}} \right\}^T [D] \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \{\sigma\}}}$$

式中, $\Delta\{\alpha\}$ 表示工件材料的线胀系数; $[D]$ 、 $[D]_{ep}$ 分别表示弹性矩阵和弹塑性矩阵; T 表示温度; $\bar{\sigma}$ 表示等效应力。

由于热弹塑性材料的应力应变关系是非线性的, 可以用“增量载荷法”将此关系线性化处理。

$$\text{弹性区:} \quad \Delta\sigma = [D](\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon\}_T) \quad (3-29)$$

$$\text{塑性区:} \quad \Delta\sigma = [D]_{ep}(\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon\}_T) + \Delta\{\sigma\}_T \quad (3-30)$$

式中, $\Delta\{\varepsilon\}_T$ 、 $\Delta\{\sigma\}_T$ 分别为初应变和初应力。

$$\text{弹性区:} \quad \Delta\{R\}_e^e = \iint_e [B]^T [D] \Delta\{\varepsilon\}_T dv \quad (3-31)$$

$$\text{塑性区:} \quad \Delta\{R\}_e^e = \iint_e [B]^T ([D]_{ep} \Delta\{\varepsilon\}_T - \Delta\{\sigma\}_T) dv \quad (3-32)$$

式中, $\Delta\{R\}_e^e$ 为应变矩阵。

工件还受到外部节点力载荷和分布载荷及体力载荷作用, 总的等效节点力为

$$\Delta\{R\}_e^e = \Delta\{R\}_d^e + \Delta\{R\}_p^e + \Delta\{R\}_F^e + \Delta\{R\}_e^e \quad (3-33)$$

式中, $\Delta\{R\}_d^e$ 、 $\Delta\{R\}_p^e$ 、 $\Delta\{R\}_F^e$ 分别是外部节点力载荷、分布载荷和体力载荷的等效节点力。

总的平衡方程式是

$$[K]\Delta\{u\} = \{\Delta R\} \quad (3-34)$$

式中, $[K]$ 为总体刚度矩阵; $\Delta\{u\}$ 为节点位移增量。

3.2.7 非线性问题的求解和迭代收敛准则

在金属切削过程中, 局部金属发生了大位移、大应变和高应变率。在金属切削

过程的有限元数值分析中,无论是几何的非线性、材料的非线性,还是由边界条件和/或载荷引起的非线性,一些物理量的数值都是通过离散化后求解描述它们的非线性有限元方程得到的。

(1) 非线性方程组的求解方法 求解非线性方程组,迭代法是最常见的,其中 Newton-Raphson 方法被认为是很稳定的、适用于求解高度非线性问题的方法。

(2) 迭代的收敛准则 求解非线性方程组时,必须给出迭代收敛判据。不给出收敛判据,就无法终止迭代;收敛值给得不合适,则结果不精确或太费时间,甚至计算失败。以下是常用的判据:

1) 失衡力判据:

$$\|\{\Delta Q\}_n\| \leq \alpha_D \|\{P\}_n\| \quad (3-35)$$

其中失衡力:

$$\{\Delta Q\}_n = \{P\} - R\{u_n\} \quad (3-36)$$

式中, $\{P\}$ 、 $R\{u_n\}$ 分别是载荷节点力和计算的节点力 (N/m^2)。

当材料软化严重,或材料接近理想塑性时,失衡力的微小变化将引起位移量的很大偏差。所以,在这种情况下不能用失衡力判据。

2) 位移判据:

$$\|\{\Delta U\}_n\| \leq \alpha_D \|\{U\}_n\| \quad (3-37)$$

$$\|\{\Delta U\}\|_2 = \left(\sum_{i=1}^m |\Delta U_{ni}|^2 \right) \quad (3-38)$$

$$\|\{U\}\|_2 = \left(\sum_{i=1}^m |U_{ni}|^2 \right) \quad (3-39)$$

式中, α_D 是位移收敛容差,一般取 $0.1\% \sim 5\%$ 。

当材料硬化严重时,位移增量的微小变化将引起失衡力的很大偏差。另外,当相邻两次迭代得到的位移增量范数之比波动较大时,将把一个本来收敛的问题判为不收敛。

3) 应变能判据:它可以同时控制位移量和失衡力。应变判据是把每次迭代后的内能增量——失衡力在位移增量上所做之功与初始内能增量相比较,即

$$\{\Delta U\}_n^T(\{P\} - \{R(u_n)\}) \leq \alpha_E \{\Delta U\}_i^T(\{P\} - \{R(u_i)\}) \quad (3-40)$$

式中, α_E 是能量收敛容差。

3.2.8 材料模型

在切削区域高温、高应变率的条件下, 材料复杂本构行为的准确描述是运用有限元方法精确模拟切屑形成、切削力大小以及残余应力分布等的关键所在。金属材料切削区域平均应变率的大小一般介于 $10^3 \sim 10^5 \text{ s}^{-1}$ 之间, 或更高达到 10^7 s^{-1} ; 而材料常规拉、压实验的应变率仅为 $10^{-3} \sim 10^{-1} \text{ s}^{-1}$, 还不到切削应变率的百万分之一。随着测量技术的发展, 采用先进的压缩或扭转实验设备, 最大应变率可以达到 10^5 s^{-1} 左右, 接近于真实切削区域的应变率。许多学者致力于材料模型的理论分析和数值模拟研究, 并根据现有的屈服流动实验数据外推得到高温、高应变率条件下的材料本构模型参数。

本研究选用的是 Johnson-Cook 塑性本构模型。Johnson-Cook 本构模型具有以下特点:

- 1) 它是 Mises 形式的塑性模型, 表示成与应变率相关的解析形式;
- 2) 适用于模拟高应变率条件下的金属材料变形行为;
- 3) 主要用于绝热瞬时动态过程的模拟;
- 4) 可用于模拟材料的剪切失效过程;
- 5) 必须与线弹性材料模型同时使用。

本书运用分离式霍普金森压杆实验方法, 获取 Johnson-Cook 模型。

3.3 切削条件下有限元模拟的假设条件

金属切削加工的有限元模拟是一个非常复杂的过程。这是由于在实际生产中, 影响切削加工效率、质量的因素很多, 诸如刀具的材料、几何参数、切削参数、切削方式等。因此, 要完全模拟金属切削过程中的相关技术有较大难度, 而且也不必要。本书建立的金属正交切削过程的有限元模型是在以下假设条件基础上进行的:

- 1) 切削宽度至少是切削深度的 5 倍;
- 2) 刀具是刚体, 并且只趋于切削方向运动;
- 3) 在切削过程中产生连续的切屑;
- 4) 忽略加工过程中温度变化引起的金相组织变化及其它化学变化;
- 5) 被加工对象的材料是各向同性的。

第4章

切削力、切削温度变化规律的实践

4.1 概述

国内外研究切削力、切削温度有理论建模^[118-120]、实验建模^[121,122]以及数值模拟^[123]等三种方式。通过对切削力、切削温度的研究，一方面可以研究 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 不锈钢的切削机理，另一方面可为制订切削工艺参数、设计刀具提供科学依据。

实验设计的方法有许多种，目前常用的方法有：全面实验、单因素实验、正交实验和均匀实验、田口方法、响应曲面法等。全面实验和单因素实验由于实验次数多，而渐渐被相对实验次数少同时能较为准确地对实验结果进行分析的方法所取代，如田口方法、响应曲面法。而正交实验法已为国内外众多工程技术人员熟知并已广泛应用到各个领域^[124]。

借助于正交实验设计方法，在系统实验的基础上，通过对 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 不锈钢的车削和铣削实验，探索切削用量对切削力、切削温度的影响规律，建立动态切削力、切削温度与切削用量之间的非线性数学模型，从而为预测切削该难加工材料时的切削力、切削温度，以及进一步研究难加工材料的切削变形机理、工艺参数优化和系统仿真提供理论基础和实验依据。

4.2 正交实验设计理论基础

金属切削加工时,影响切削力、切削温度的主要因素是切削用量,即切削速度、进给量和切削深度,因此,影响切削力和温度实验的因素并不多。所以,我们可以选用较为普遍的实验方法——正交实验法作为本项研究的实验方法,以寻求满意的或最好的实验结果。实验设计与数据分析一般分为四步,即:实验的设计;进行实验;数据分析;验证实验结果。

4.2.1 正交实验设计

(1) 确定因子的变化范围 要研究 p 个因子 $z_1, z_2, \dots, z_p$ 与研究指标 y 的数量关系,首先要确定每个因子 z_j 的变化范围。设 z_{1j} 和 z_{2j} 分别表示因子 z_j 变化的下界和上界,假如实验就在水平 z_{1j} 和 z_{2j} 之间进行,那么分别称 z_{1j} 和 z_{2j} 为因子的下水平和上水平;并称它们的算术平均值为因子的零水平,即它们的差值的一半,计算式如下:

$$z_{0j} = \frac{z_{1j} + z_{2j}}{2} \quad (4-1)$$

因子 z_j 的变化区间为

$$\Delta_j = \frac{z_{2j} - z_{1j}}{2} \quad (4-2)$$

(2) 对每个因子 z_j 的水平进行编码 所谓编码就是对因子的取值做如下的线性变换:

$$x_j = \frac{z_j - z_{0j}}{\Delta_j} \quad (4-3)$$

(3) 选择适当的正交表 至于选用什么样的正交表,这需要根据因素个数和水平个数综合考虑,同时参照已有的正交表而定。正交表确定以后,就把各变量放入正交表对应的列上,把它们取出就组成了一份实验计划。

4.2.2 多元线性回归统计分析基础

多元线性回归的数学模型可以用矩阵形式表示为

$$Y = X\beta + \varepsilon \quad (4-4)$$

$$Y = \begin{pmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_N \end{pmatrix}, X = \begin{pmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1p} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2p} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \cdots & \vdots \\ 1 & x_{N1} & x_{N1} & \cdots & x_{Np} \end{pmatrix}, \beta = \begin{pmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \vdots \\ \beta_p \end{pmatrix}, \varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \varepsilon_N \end{pmatrix} \quad (4-5)$$

1. 参数 β 的最小二乘估计

设 $b_0, b_1, \dots, b_p$ 分别是 $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_p$ 的最小二乘估计, 则回归方程为

$$\hat{y} = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \cdots + b_p x_p \quad (4-6)$$

全部观察值 y_α ($\alpha=1, 2, \dots, N$) 与回归值 $\hat{y}_\alpha$ 的偏差平方和:

$$Q = \sum_{\alpha} (y_\alpha - \hat{y}_\alpha)^2 = \sum_{\alpha} (y_\alpha - b_0 - b_1 x_{\alpha 1} - b_2 x_{\alpha 2} - \cdots - b_p x_{\alpha p})^2 \quad (4-7)$$

为使 Q 值最小, 则有下列式成立:

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial b_0} Q = -2 \sum_{\alpha} (y_\alpha - \hat{y}_\alpha) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial b_j} Q = -2 \sum_{\alpha} (y_\alpha - \hat{y}_\alpha) x_{\alpha j} = 0, j = 1, 2, \dots, p \end{cases} \quad (4-8)$$

上式可以进一步转化为

$$\begin{cases} Nb_0 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 1} \right) b_1 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 2} \right) b_2 + \cdots + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha p} \right) b_p = \sum_{\alpha} y_{\alpha} \\ \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 1} \right) b_0 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 1}^2 \right) b_1 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 1} x_{\alpha 2} \right) b_2 + \cdots + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 1} x_{\alpha p} \right) b_p = \sum_{\alpha} x_{\alpha 1} y_{\alpha} \\ \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 2} \right) b_0 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 2} x_{\alpha 1} \right) b_1 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 2}^2 \right) b_2 + \cdots + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha 2} x_{\alpha p} \right) b_p = \sum_{\alpha} x_{\alpha 2} y_{\alpha} \\ \vdots \\ \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha p} \right) b_0 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha p} x_{\alpha 1} \right) b_1 + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha p} x_{\alpha 2} \right) b_2 + \cdots + \left(\sum_{\alpha} x_{\alpha p}^2 \right) b_p = \sum_{\alpha} x_{\alpha p} y_{\alpha} \end{cases} \quad (4-9)$$

由于采用了正交设计方案，故有

$$\begin{cases} \sum_{\alpha} x_{\alpha j} = 0 \\ \sum_{\alpha} x_{\alpha i} x_{\alpha j} = 0 \end{cases} \quad (4-10)$$

显然该方程组对应的系数矩阵是对称矩阵。若用 A 表示，形式如下：

$$A = X'X = \begin{pmatrix} N & & & 0 \\ & \sum_{\alpha} x_{\alpha 1}^2 & & \\ & & \sum_{\alpha} x_{\alpha 2}^2 & \\ & & & \ddots \\ 0 & & & & \sum_{\alpha} x_{\alpha p}^2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} N & & & 0 \\ & N & & \\ & & N & \\ & & & \ddots \\ 0 & & & & N \end{pmatrix} \quad (4-11)$$

相关矩阵为

$$C = A^{-1} = \begin{pmatrix} 1/N & \cdots & \cdots & 0 \\ \vdots & 1/N & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \cdots & 1/N \end{pmatrix} \quad (4-12)$$

常数矩阵 B 可表示为

$$B = \begin{pmatrix} b_0 \\ b_1 \\ \vdots \\ b_p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{\alpha} y_{\alpha} \\ \sum_{\alpha} x_{\alpha 1} y_{\alpha} \\ \vdots \\ \sum_{\alpha} x_{\alpha p} y_{\alpha} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} B_0 \\ B_1 \\ \vdots \\ B_p \end{pmatrix} \quad (4-13)$$

方程组 (4-9) 的矩阵形式是

$$Ab = B \quad (4-14)$$

于是参数 β 的最小二乘估计 $b = A^{-1}B$ ，即

$$\begin{cases} b_0 = \frac{B_0}{N} = \frac{1}{N} \sum_{\alpha} y_{\alpha} \\ b_j = \frac{B_j}{N} = \frac{1}{N} \sum_{\alpha} x_{\alpha j} y_{\alpha}, j = 1, 2, \cdots, p \end{cases}$$

(4-15)

2. 线性回归正交设计计算

回归正交设计计算见表 4-1。

表 4-1 回归正交设计计算表

实验号	x_0	x_1	x_2	$\cdots$	x_p	y
1	1	x_{11}	x_{12}	$\cdots$	x_{1p}	y_1
2	1	x_{21}	x_{22}	$\cdots$	x_{2p}	y_2
$\vdots$		$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
N	1	x_{N1}	x_{N2}	$\cdots$	x_{Np}	y_N
B_j	$\sum_{\alpha} y_{\alpha}$	$\sum_{\alpha} x_{\alpha 1} y_{\alpha}$	$\sum_{\alpha} x_{\alpha 2} y_{\alpha}$	$\cdots$	$\sum_{\alpha} x_{\alpha p} y_{\alpha}$	$\sum_{\alpha} y_{\alpha}^2$
$b_j = \frac{B_j}{N}$	$\frac{B_0}{N}$	$\frac{B_1}{N}$	$\frac{B_2}{N}$	$\cdots$	$\frac{B_p}{N}$	$S_{\text{总}} = \sum_{\alpha} y_{\alpha}^2 - \frac{B_0^2}{N}$
$Q_j = b_j B_j$	Q_0	Q_1	Q_2	$\cdots$	Q_p	$S_{\text{剩}} = S_{\text{总}} - (Q_1 + \cdots + Q_p)$

通过推导，可以得到方差分析表 4-2。

表 4-2 方差分析表

来源	平方和	自由度	均方和	F 比
x_1	$Q_1 = \frac{B_1^2}{N}$	1	Q_1	$\frac{Q_1}{S_{\text{剩}}/(N-p-1)}$
x_2	$Q_2 = \frac{B_2^2}{N}$	1	Q_2	$\frac{Q_2}{S_{\text{剩}}/(N-p-1)}$
$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
x_p	$Q_p = \frac{B_p^2}{N}$	1	Q_p	$\frac{Q_p}{S_{\text{剩}}/(N-p-1)}$
回归	$S_{\text{回}} = Q_1 + Q_2 + \cdots + Q_p$	p	$(Q_1 + Q_2 + \cdots + Q_p)/p$	$\frac{(Q_1 + Q_2 + \cdots + Q_p)/p}{S_{\text{剩}}/(N-p-1)}$
剩余	$S_{\text{剩}} = S_{\text{总}} - S_{\text{回}}$	$N - p - 1$	$\frac{S_{\text{剩}}}{N - p - 1}$	
总计	$S_{\text{总}} = \sum_{\alpha} y_{\alpha}^2 - \frac{B_0^2}{N}$	$N - 1$		

3. 回归方程的显著性检验

$$F > F_{\alpha} (p, N - p - 1) \quad (4-16)$$

若式(4-16)成立,我们可以认为在显著水平 α 下,线性回归方程(4-6)是有显著意义的。反之,则认为线性回归方程没有什么意义,这时需要查明原因,具体情况具体分析。

4. 回归系数的显著性检验

$$t_p > t_{\alpha} (N - p - 1) \quad (4-17)$$

若式(4-17)成立,我们就可以认为在显著水平 α 下,回归函数与变量 x_p 间有明显的线性关系。

4.3 切削加工使用的实验设备与测试仪器

4.3.1 测试车削力、车削温度所用的设备与仪器

1. 车削设备和刀具

车削设备: C630 车床(含自定心卡盘、尾架及刀架等标准配置)。

车削刀具: 前角 $\gamma = 4^{\circ}$, 后角 $\alpha = 5^{\circ}$, 刃倾角 $\lambda_s = 0^{\circ}$, 主偏角 $K_{\gamma} = 45^{\circ}$, 刀具材料为 YW1。

2. 测试与分析系统

车削力测试仪器: Kistler 9237A。

车削温度测试仪器: OI - T6 (西安光圣能源传感器系统有限公司)。

工件为直径为 60mm 的圆棒料。工件的装夹方式及与刀具的相对运动见图 4-1。

车削力测试系统见图 4-2。

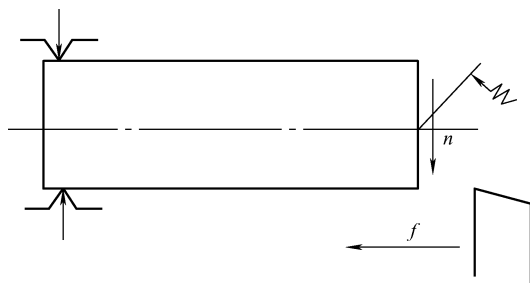


图 4-1 工件装夹方式及与刀具的相对运动

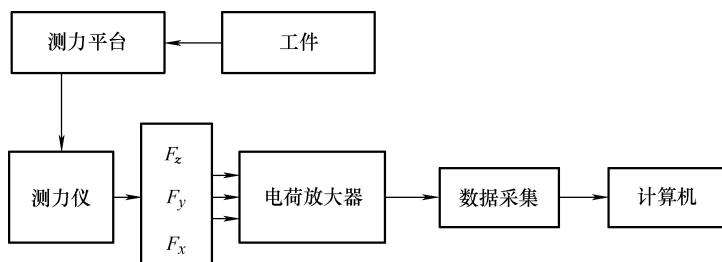


图 4-2 车削力测试系统原理图

4.3.2 测试铣削力、铣削温度所用的设备与仪器

1. 铣削设备和刀具

铣削设备：青海第一机床厂 XH716 立式加工中心，主轴功率为 28kW。

试件：铣削力测试试件的形状及尺寸见图 4-3，铣削温度的测试试件的形状及尺寸见图 4-4。

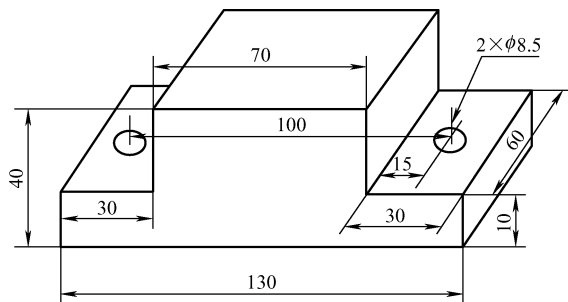


图 4-3 铣削力的测试试件

铣刀：材料为 Y330，铣刀直径 $d = 32\text{mm}$ ，齿数 $z = 4$ 。

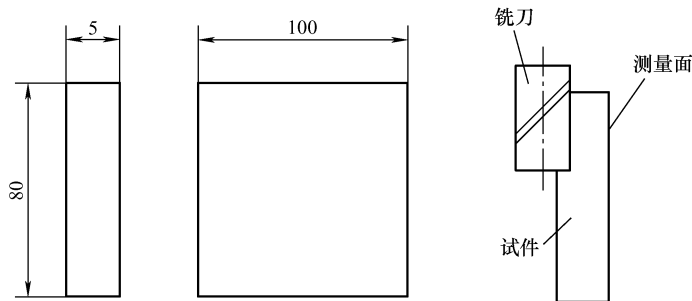


图 4-4 铣削温度的测试试件

2. 测试与分析系统

铣削力测试仪器：Kistler 9237A。

铣削温度测试仪器：红外线热像仪。

测温系统见图 4-5。

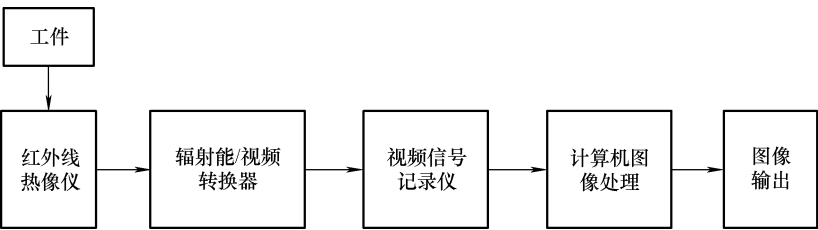


图 4-5 测温系统原理图

4.4 车削力、铣削力的建模

4.4.1 车削力的建模

1. 车削时切削力的经验公式

切削力的经验公式能较好地反映切削过程中各因素对切削力的影响规律，计算结果也更接近实验数值，因此应用广泛。车外圆时，切削力的公式形式为

$$F_x = C_{Fx} \cdot a_p^{x_{Fx}} \cdot f^{y_{Fx}} \cdot v^{z_{Fx}} \cdot K_{Fx} \tag{4-18}$$

$$F_y = C_{Fy} \cdot a_p^{x_{Fy}} \cdot f^{y_{Fy}} \cdot v^{z_{Fy}} \cdot K_{Fy} \tag{4-19}$$

$$F_z = C_{Fz} \cdot a_p^{x_{Fz}} \cdot f^{y_{Fz}} \cdot v^{z_{Fz}} \cdot K_{Fz} \tag{4-20}$$

式中， a_p 是切削深度； f 是进给量； v 是切削速度； F_x 、 F_y 和 F_z 分别是刀具在 x 、 y 和 z 三个方向的切削分力； C_{Fx} 、 C_{Fy} 、 C_{Fz} 是系数； x_{Fx} 、 y_{Fx} 、 z_{Fx} 、 x_{Fy} 、 y_{Fy} 、 z_{Fy} 、 x_{Fz} 、 y_{Fz} 、 z_{Fz} 是指数； K_{Fx} 、 K_{Fy} 、 K_{Fz} 是修正系数，与工件材料、刀具的几何角度和结构相关。

2. 确定因子的变化范围

由上述切削力经验公式可看出，影响切削力的三个要素分别是切削深度、进给量和切削速度。由于加工难加工材料受到工艺装备、设备等多方面条件的制约，所以本书数据在生产现场收集或由技术人员提供。选定的切削用量各数据见表 4-3，每个因素选取四个水平。为了更快捷地处理实验数据，这里针对正交实验数据处理过程，编制程序进行了各阶段的辅助设计。

表 4-3 三因素实验水平的选取

水平序号	1	2	3	4
切削深度 a_p/mm	0.30	0.35	0.40	0.46
进给量 $f/(\text{mm/r})$	0.26	0.30	0.36	0.45
切削速度 $v/(\text{m/min})$	20.4	27.1	35.8	47.1

3. 各因子的水平编码

分别通过线性变换

$$Z_1 = (\lg a_p + 0.43)/0.03 \tag{4-21}$$

$$Z_2 = (\lg f + 0.48)/0.04 \tag{4-22}$$

$$Z_3 = (\lg v - 1.49)/0.06 \tag{4-23}$$

可以对三个因素取对数得到四水平的编码。程序自动计算得到各因素的零水平、区间值以及四水平的编码表，见图 4-6。

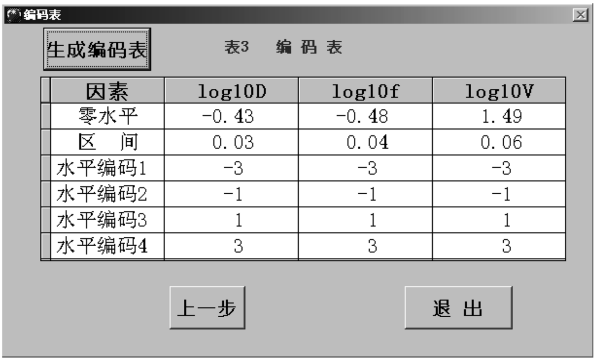


图 4-6 编码表

4. 正交表的选择

采用 $L_{16}(4^5)$ 正交表，并以此表安排实验，见图 4-7。

切削力回归正交实验表											
序号	Z0	Z1	Z2	Z3	Fx	Log10Fx	Fy	Log10Fy	Fz	Log10Fz	
1	1	-3	-3	-3	87.60	1.9425	154.00	2.1875	202.00	2.3054	
2	1	-3	-1	-1	105.60	2.0237	171.60	2.2345	226.40	2.3549	
3	1	-3	1	1	121.80	2.0856	182.00	2.2601	249.40	2.3969	
4	1	-3	3	3	113.60	2.0554	212.00	2.3263	410.00	2.6128	
5	1	-1	-3	-1	120.00	2.0792	180.00	2.2553	280.00	2.4472	
6	1	-1	-1	-3	137.60	2.1386	244.80	2.3888	398.00	2.5999	
7	1	-1	1	3	147.60	2.1691	254.00	2.4048	398.20	2.6001	
8	1	-1	3	1	113.80	2.0561	245.00	2.3892	483.20	2.6841	
9	1	1	-3	1	148.80	2.1726	206.00	2.3139	331.20	2.5201	
10	1	1	-1	3	110.80	2.0445	174.80	2.2425	363.00	2.5599	
11	1	1	1	-3	141.20	2.1498	306.20	2.4860	422.20	2.6255	
12	1	1	3	-1	149.60	2.1749	301.20	2.4789	570.20	2.7560	
13	1	3	-3	3	139.20	2.1436	232.60	2.3666	414.00	2.6170	
14	1	3	-1	1	153.00	2.1847	249.60	2.3972	436.80	2.6403	
15	1	3	1	-1	177.60	2.2494	329.60	2.5180	472.40	2.6743	
16	1	3	3	-3	150.80	2.1784	342.20	2.5343	519.60	2.7157	
Bj	33.8481	2.0455	0.6431	-0.0183	xgmY2		71.6975				
bj	2.1155	0.0256	0.0080	-0.0002	ST		0.0916				
Qj	71.6059	0.0523	0.0052	0.0000	SE		0.0341				
☒ 切削力Fx ☒ 切削力Fy ☒ 切削力Fz 开始计算 查看方差分析表 退出											

图 4-7 编码表正交表与测试数据及其处理结果

5. 实验数据的获取

按切削实验表中的方案进行切削实验，通过测试系统分别得到 F_x 、 F_y 和 F_z 三

个方向切削力的值, 测试模拟信号见图 4-8, 数据见图 4-7。

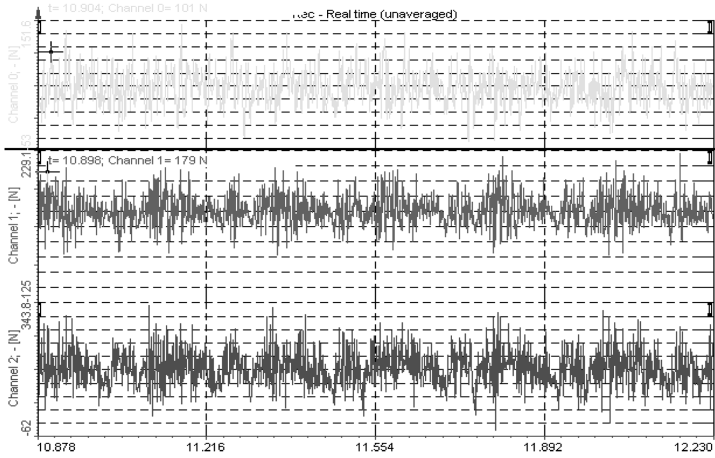


图 4-8 测试模拟信号

6. 实验结果与分析

使用最小二乘法对实验数据进行统计处理后, 得到切削力与各切削用量的线性回归模型:

$$F_x = 383.177 a_p^{0.8533} f^{0.2000} v^{-0.0033} \quad (4-24)$$

$$F_y = 2641.598 a_p^{1.0433} f^{0.6960} v^{-0.1867} \quad (4-25)$$

$$F_z = 2051.401 a_p^{1.2767} f^{0.8675} v^{0.09167} \quad (4-26)$$

4.4.2 铣削力的建模

1. 铣削时切削力的经验公式

在切削加工环境固定不变的前提条件下, 切削力与切削参数之间存在复杂的指数关系。综合考虑上述因素后, 我们提出本实验切削力的经验公式的通用形式是

$$F = C_{Fc} \cdot a_e^{C_e} \cdot a_p^{C_p} \cdot f^{C_f} \cdot v^{C_v} \quad (4-27)$$

式中, C_{Fc} 是切削力系数; a_e 是切削宽度 (mm); a_p 是切削深度 (mm); f 是进给量 (mm/min); v 是切削速度 (m/min); C_e 、 C_p 、 C_f 和 C_v 分别是切削宽度、切削深度、进给量和切削速度的指数。

2. 确定因子的变化范围

由上述数学模型可知，影响切削力的四个因素是：切削宽度、切削深度、进给量和切削速度。因为加工难加工材料受到工艺装备、设备条件等多方面条件的制约，所以切削数据来源于生产现场或由技术人员提供。这里分别给每个因素四个水平，综合考虑后选用 $L_{16}(4^5)$ 正交表。

表 4-4 四因素实验水平的选取

水平序号	1	2	3	4
切削宽度 a_e/mm	2.0	2.5	3.2	4.0
切削深度 a_p/mm	5.0	6.6	8.7	11.5
进给量 $f/(\text{mm}/\text{min})$	40.0	46.0	52.6	60.3
切削速度 $v/(\text{m}/\text{min})$	24.1	25.9	27.6	29.5

3. 各因子的水平编码

可以得到四个因素取对数后的四水平的编码，见表 4-4。分别通过线性变换

$$Z_1 = (\lg a_e - 0.45)/0.5 \tag{4-28}$$

$$Z_2 = (\lg a_p - 0.88)/0.06 \tag{4-29}$$

$$Z_3 = (\lg f - 1.69)/0.03 \tag{4-30}$$

$$Z_4 = (\lg v - 1.425)/0.015 \tag{4-31}$$

可以得到四个因素取对数后的四水平的编码。程序自动计算，得到各因素的零水平、区间值以及四水平的编码表，见图 4-9。



图 4-9 编码表

4. 实验数据的获取

按切削实验表（这里省略）进行切削实验，通过测试系统分别得到 F_x 、 F_y 和 F_z 三个方向切削力的值，测试数据见图 4-10。

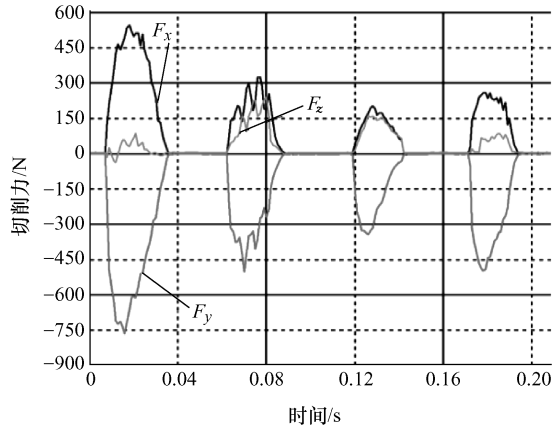


图 4-10 切削力测试数据曲线图

图 4-10 是实验号为 3 的测试数据曲线图，图中有四个部分，分别是四个齿在切削时切削力的变化情况。造成第一个齿切削力偏大的主要原因是铣刀的轴线偏移。所有的测试数据见图 4-11。

5. 实验结果与分析

使用最小二乘法对实验数据进行统计处理后，得到切削力与各切削用量的线性回归模型：

$$F_x = 115.4782a_e^{0.12600}a_p^{0.5388}f^{0.40667}v^{-0.32000} \quad (4-32)$$

$$F_y = 145.7135a_e^{0.4880}a_p^{0.7150}f^{0.2800}v^{-0.34667} \quad (4-33)$$

$$F_z = 92.0308a_e^{-0.35600}a_p^{1.70067}f^{0.3600}v^{-1.25533} \quad (4-34)$$

切削力回归正交实验表												
序号	Z0	Z1	Z2	Z3	Z4	Fx	lgFx	Fy	lgFy	Fz	lgFz	
1	1	3	1	-1	1	730.00	2.8633	1237.00	3.0924	145.00	2.1614	
2	1	-1	-3	3	1	571.00	2.7566	710.00	2.8513	75.00	1.8751	
3	1	1	-3	-1	-1	534.00	2.7275	759.00	2.8802	64.00	1.8062	
4	1	-3	1	3	-1	758.00	2.8797	990.00	2.9956	210.00	2.3222	
5	1	3	-1	3	-3	720.00	2.8573	1180.00	3.0719	115.00	2.0607	
6	1	-1	3	-1	-3	828.00	2.9180	1250.00	3.0969	310.00	2.4914	
7	1	1	3	3	3	885.00	2.9469	1434.00	3.1565	251.00	2.3997	
8	1	-3	-1	-1	3	561.00	2.7490	715.00	2.8543	106.00	2.0253	
9	1	3	3	-3	-1	810.00	2.9085	1470.00	3.1673	240.00	2.3802	
10	1	-1	-1	1	-1	640.00	2.8062	886.00	2.9474	117.00	2.0682	
11	1	1	-1	-3	1	572.00	2.7574	900.00	2.9542	90.00	1.9542	
12	1	-3	3	1	1	805.00	2.9058	1100.00	3.0414	300.00	2.4771	
13	1	3	-3	1	3	550.00	2.7404	830.00	2.9181	50.00	1.6990	
14	1	-1	1	-3	3	626.00	2.7966	947.00	2.9764	140.00	2.1461	
15	1	1	1	1	-3	780.00	2.8921	1214.00	3.0842	190.00	2.2788	
16	1	-3	-3	-3	-3	480.00	2.6812	596.00	2.7752	80.00	1.9031	
Bj	47.8643	1.9557	3.4297	0.6749	-0.4169	xgmy2		143.3904				
bj	2.9915	0.0244	0.0429	0.0084	-0.0052	ST		0.2034				
Qj	143.1870	0.0478	0.1470	0.0057	0.0022	SE		0.0007				
☒ 切削力Fx ☐ 切削力Fy ☐ 切削力Fz 开始计算 查看方差分析表 退出												

图 4-11 切削力数据及处理结果

4.5 车削、铣削温度的建模

4.5.1 车削时切削温度的建模

1. 车削时切削温度的经验公式

切削温度的经验公式能较好地反映切削过程中各因素对切削温度的影响规律，计算结果也更接近实验数值，因此应用广泛。车削时，切削温度经验公式的形式为

$$\theta = C_{\theta} \cdot a_p^{x_a} \cdot f^{y_f} \cdot v^{z_v} \cdot K_{\theta}$$
(4-35)

式中， C_{θ} 是系数； x_a 、 y_f 、 z_v 是指数； K_{θ} 是总修正系数，与工件材料、刀具的几何角度和结构相关。

2. 确定因子的变化范围

由上述切削温度的经验公式可看出，影响切削力的三个要素分别是切削深度、

进给量和切削速度。选定的切削用量各数据见表 4-5，每个因素选取四个水平。为了更快捷地处理实验数据，这里针对正交实验数据处理过程，编制程序进行了各阶段的辅助设计。

表 4-5 三因素实验水平的选取

水平序号	1	2	3	4
切削深度 a_p/mm	0.30	0.35	0.40	0.46
进给量 $f/(\text{mm/r})$	0.26	0.30	0.36	0.45
切削速度 $v/(\text{m/min})$	20.4	27.1	35.8	47.1

3. 各因子水平的编码

分别通过线性变换

$$Z_1 = (\lg a_p + 0.43)/0.03 \tag{4-36}$$

$$Z_2 = (\lg f + 0.48)/0.04 \tag{4-37}$$

$$Z_3 = (\lg v - 1.49)/0.06 \tag{4-38}$$

可以得到三个因素取对数后的四水平的编码。程序自动计算后得到各因素的零水平、区间值以及四水平的编码表，见图 4-12。



图 4-12 编码表

4. 正交表的选择

采用 $L_{16}(4^5)$ 正交表，并据此表安排实验，见图 4-13。

切削温度回归正交实验表										
序号	Z0	Z1	Z2	Z3	T1	lgT1	T2	lgT2		
1	1	-3	-3	-3	350.00	2.5441	372.00	2.5705		
2	1	-3	-1	-1	385.00	2.5855	390.00	2.5911		
3	1	-3	1	1	407.00	2.6096	407.00	2.6096		
4	1	-3	3	3	424.00	2.6274	430.00	2.6335		
5	1	-1	-3	-1	402.00	2.6042	408.00	2.6107		
6	1	-1	-1	-3	395.00	2.5966	385.00	2.5855		
7	1	-1	1	3	455.00	2.6580	443.00	2.6464		
8	1	-1	3	1	440.00	2.6435	430.00	2.6335		
9	1	1	-3	1	460.00	2.6628	416.00	2.6191		
10	1	1	-1	3	485.00	2.6857	428.00	2.6314		
11	1	1	1	-3	445.00	2.6484	378.00	2.5775		
12	1	1	3	-1	476.00	2.6776	405.00	2.6075		
13	1	3	-3	3	510.00	2.7076	422.00	2.6253		
14	1	3	-1	1	520.00	2.7160	422.00	2.6253		
15	1	3	1	-1	510.00	2.7076	418.00	2.6212		
16	1	3	3	-3	500.00	2.6990	396.00	2.5977		
Bj	41.7858	0.1538	0.1612	0.6732	xgmy2		109.1356			
bj	2.6116	0.0019	0.0020	0.0084	ST		0.0073			
Qj	109.1293	0.0003	0.0003	0.0057	SE		0.0010			
☐ 切削温度I ☒ 切削温度II 开始计算 查看方差分析表 退出										

图 4-13 正交表与测试数据及其处理结果

5. 实验数据的获取

按切削实验表中的方案进行切削实验，通过测试系统分别得到温度值（平均温度），数据见图 4-13。

6. 实验结果

使用最小二乘法对实验数据进行统计处理后，得到切削温度与各切削用量的线性回归模型，见下式：

$$\theta = 284.599 a_p^{0.0633} f^{0.0500} v^{0.1400}$$

(4-39)

4.5.2 铣削时切削温度的建模

1. 铣削时切削温度的经验公式

在铣削加工环境固定不变的前提条件下，切削温度与切削参数之间存在复杂的指数关系。铣削时切削温度的经验公式的通用形式是

$$\theta = C_{\theta} \cdot a_e^{C_{e\theta}} \cdot a_p^{C_{p\theta}} \cdot f^{C_{f\theta}} \cdot v^{C_{v\theta}}$$

(4-40)

式中， C_θ 是切削温度系数； $C_{e\theta}$ 、 $C_{p\theta}$ 、 $C_{f\theta}$ 和 $C_{v\theta}$ 分别是切削宽度、切削深度、进给量和切削速度的指数。

2. 确定因子的变化范围

由上述经验公式可知，影响切削温度的四个因素是：切削宽度、切削深度、进给量和切削速度。因为加工难加工材料受到工艺装备、设备条件等多方面条件的制约，所以切削数据来源于生产现场或由技术人员提供，见表 4-6。这里分别给每个因素三个水平，综合考虑后选用 $L_9(3^4)$ 正交表。

表 4-6 四因素实验水平的选取

水平序号	1	2	3
切削宽度 a_e/mm	2.00	2.45	3.00
切削深度 a_p/mm	5.00	7.10	10.00
进给量 $f/(\text{mm}/\text{min})$	37.5	47.5	60.0
切削速度 $v/(\text{m}/\text{min})$	23.6	29.5	37.3

3. 各因子水平的编码

分别通过线性变换

$$Z_1 = (\lg a_e - 0.39)/0.090 \tag{4-41}$$

$$Z_2 = (\lg a_p - 0.85)/0.15 \tag{4-42}$$

$$Z_3 = (\lg f - 1.68)/0.10 \tag{4-43}$$

$$Z_4 = (\lg v - 1.47)/0.10 \tag{4-44}$$

可以得到四个因素取对数后的三水平的编码。程序自动计算，得到各因素的零水平、区间值以及三水平的编码表，见图 4-14。

4. 实验数据的获取

按切削实验表中的方案进行切削实验（红外线测温图见图 4-15）。

由于采用的是间接获得切削区的温度，所以实验测量区温度与切削区温度需要进行换算。



图 4-14 编码表



图 4-15 铣削时测量面处红外线测温图

傅里叶定律的热流密度公式是

$$q = -\lambda \frac{dt}{dx} \tag{4-45}$$

式中， λ 是导热系数 $[W/(m \cdot ^\circ C)]$ ； $\frac{dt}{dx}$ 是温度的变化率 $(^\circ C/m)$ 。

设切削热由切削区传导 δ 距离至测量面，切削区的最高温度为 θ_m 经试件传递到试件测试面后温度降为 θ_s ，并假定在热流流动方向上的任意截面单位面积上的导热量相等，通过对式 (4-45) 求积分得到下式：

$$q = \lambda \frac{\theta_m - \theta_s}{\delta} \tag{4-46}$$

式中， θ_m 为最高温度； θ_s 为测试面后温度； δ 是切削区传导至测量面的距离。
又试件测量面上发出的辐射能是

$$E = q = \varepsilon \sigma T^4 \tag{4-47}$$

式中， ε 是测温面的辐射率； σ 是斯蒂芬·玻尔兹曼常数， $\sigma = 5.67 \times 10^{-8}$ ； T 是物体辐射单元的热力学温度。

由式（4-46）和式（4-47）可以推导出下式：

$$\theta_m = \theta_s + \varepsilon \sigma T^4 \delta / \lambda \tag{4-48}$$

所以，将获取测量面的温度值、切削面与测量面的厚度代入式（4-48），即可得到铣削区的最高温度值。在切削温度的测量中使用了黄色漆，以增加辐射表面的辐射率。其测温面的辐射率经测定为 $\varepsilon = 0.92$ 。

通过测试系统得到切削温度经由式（4-48）计算得到的切削区温度的测试数据见图 4-16。

切削温度回归正交实验表									
序号	Z0	Z1	Z2	Z3	Z4	T(℃)		LogT	
1	1	-1	-1	-1	-1	280.00		2.4472	
2	1	-1	0	0	0	310.00		2.4914	
3	1	-1	1	1	1	345.00		2.5378	
4	1	0	-1	0	1	353.00		2.5478	
5	1	0	0	1	-1	300.00		2.4771	
6	1	0	1	-1	0	315.00		2.4983	
7	1	1	-1	1	0	335.00		2.5250	
8	1	1	0	-1	1	363.00		2.5599	
9	1	1	1	1	0	305.00		2.4843	
Bj	22.5688	0.0928	0.0004	0.0345	0.2369	xgmY2	56.6056		
bj	2.5076	0.0155	0.0001	0.0058	0.0395	ST	0.0110		
Qj	56.5945	0.0014	0.0000	0.0002	0.0094	SE	0.0000		

开始计算

查看方差分析表

退出

图 4-16 切削温度数据及处理结果

5. 实验结果

使用最小二乘法对实验数据进行统计处理后，得到切削温度与各切削用量的线性回归模型：

$$\theta = 57.78 a_e^{0.1722} a_p^{0.0007} f^{0.0580} v^{0.3950} \tag{4-49}$$

4.6 实验结果分析

4.6.1 切削力结果分析

1. 切削力结果分析

经方差分析，切削力模型拟合较好。方差分析及其各因素显著性分析结果见图 4-17a。切削力计算值与测试值的相对误差也在 10% 的允许范围内，见图 4-17b。上述分析表明回归方程与实测值拟合得较好。另外，切削深度、进给量对切削力的



a)

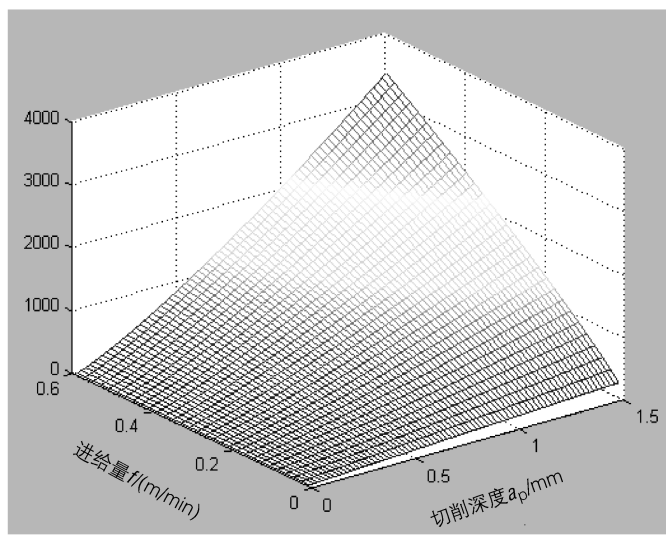


b)

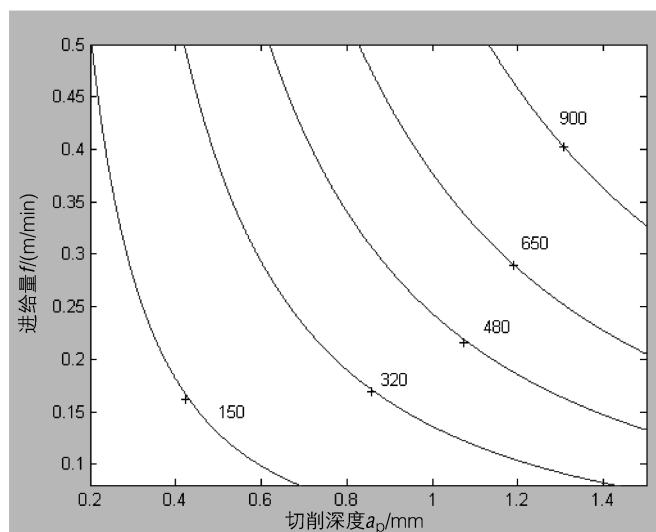
图 4-17 方差分析结果与切削力的结果对比
a) 方差分析及其各因素显著性 b) 切削力计算值与测试值对比

影响显著，切削速度影响不显著。这说明切削深度对切削力影响最大，进给量次之，切削速度影响较小。

切削速度 $v = 48\text{m/min}$ 时主切削力与切削深度、进给量的特征曲面见图 4-18a,



a)



b)

图 4-18 车削时切削力与切削深度、进给量之间的关系以及 F_y 特征曲面等值线图

a) 主切削力与切削深度、进给量的特征曲面 b) F_y 特征曲面等值线图

F_y 特征曲面等值线见图 4-18b。从图 4-18a 中，也能看出切削深度对切削力影响的显著效果。切削深度和进给量的增加，引起切削力的增加，都归结为切削层面积增大，变形抗力增大的缘故。但切削力影响最为显著的原因是，当切削深度增加时，切屑变形系数 ξ 保持不变，故主切削力随切削深度成近似比例增大；进给量虽增加了，作用在前刀面的法向力也随之加大，而由于摩擦系数 μ 减小而使切屑的变形系数 ξ 降低，从而减缓了主切削力增大的趋势。

2. 铣削力结果分析

由图 4-19a 可知，切削力模型拟合得较好。从分析结果来看，切削深度影响最



a)



b)

图 4-19 切削力的分析
a) 方差分析及其各因素显著性 b) 切削力计算值与测试值之差

为显著；其次是切削宽度；第三是切削速度，但由于它的因子是负值，所以它能起到改善加工效果的作用；进给量对切削力的影响较小。为了验证数学模型的精确性，将实验值与计算值进行了误差计算（见图4-19b），相对误差近3%，所以表明模型预测值与实验值具有很好的一致性。

$f = 60\text{mm/min}$ 、 $v = 29\text{m/min}$ 时切削力与切削宽度、切削深度的关系见图4-20a。从图4-20b也可以看出切削深度和切削宽度对切削力的影响显著。而切

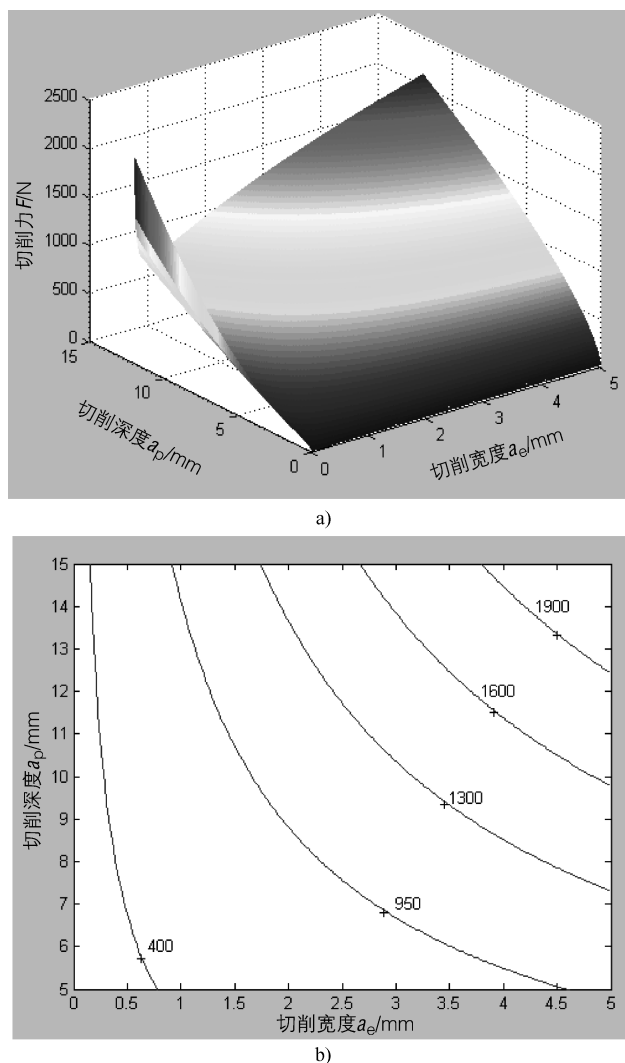


图4-20 铣削时切削力与切削宽度、切削深度之间的关系以及特征曲面的等值线图
a) 切削力与切削深度、切削宽度的特征曲面 b) 特征曲面的等值线图

削深度对切削力影响显著，是由于切削深度的增加，变形系数不变，切削力几乎成正比例增大；切削宽度增大时，切屑摩擦变形增大，使变形系数 ξ 增大，切削力也相应增大；进给量增加时，使得切削厚度增大，摩擦系数 μ 减小使切屑变形系数 ξ 减小，综合结果将减缓切削力随每齿进给量的增大效果。

3. 沉淀硬化不锈钢与 45 钢切削力的比较

对 45 钢也做了切削实验，发现切削沉淀硬化不锈钢的切削力是切削 45 钢切削力的 2 倍以上。为此，将 45 钢与沉淀硬化不锈钢的力学性能的部分参数进行对比，两种材料的力学性能的部分参数见表 4-7。

表 4-7 45 钢与 0Cr12Mn5Ni4Mo3Al 材料的力学性能部分参数

材 料 牌 号	R_m /MPa	R_{eL} /MPa	A (%)	Z (%)	硬度 HRC
45	600	355	16	40	25
0Cr12Mn5Ni4Mo3Al	1200	626	20	60	38

从表 4-7 可以看出，45 钢与沉淀硬化不锈钢的延伸性、断面收缩率相差不大，而沉淀硬化不锈钢的强度和硬度值要比 45 钢大许多，使得第一变形区的剪应力增大，塑性变形阻力相应增加，同时切屑变形过程中强化现象也明显；第二变形区的切屑与前刀面的接触区长度增大，它们之间的摩擦系数变大，摩擦阻力增加；第三变形区刀具后刀面与已加工表面的挤压、摩擦也明显增强。三个切削区综合作用的结果使得切削沉淀硬化不锈钢时的切削力要比切削 45 钢大。又由于沉淀硬化不锈钢的屈服强度远大于 45 钢，从而产生了沉淀硬化不锈钢切削加工时不易断屑的现象。

所以，在切削沉淀硬化不锈钢时，要选择比 45 钢小的切削用量，以免刀具磨损过快或损坏。尤其是在断续切削的铣削过程中，由于刀齿有冲击力作用，使用普通的立式铣刀或可转位铣刀片铣削时，切削速度要偏低，以防止铣刀过早失效。

4.6.2 切削温度结果分析

1. 车削实验结果分析

经方差分析，切削温度模型拟合得较好，方差分析及其各因素显著性分析结果

见图 4-21a。切削温度计算值与测试值之差相对误差也在 5% 的允许范围内, 见图 4-21b。上述分析表明回归方程与实测值拟合得较好。切削速度对切削温度的影响最为显著, 切削深度、进给量对切削温度的影响不太显著。这说明切削速度对切削温度的影响最大, 切削深度次之, 进给量影响较小。



方差来源	平方和	自由度	均方	F比	F0.01	显著性0.01	F0.05	显著性0.05
Z1	Q1=0.0003	1	0.0003	3.6620	9.33	不显著	4.75	不显著
Z2	Q2=0.0003	1	0.0003	4.0228	9.33	不显著	4.75	不显著
Z3	Q3=0.0057	1	0.0057	70.1602	9.33	显著	4.75	
回归	SA=0.0063	3	0.0021	25.9484	5.95	显著	3.49	
剩余	SE=0.0010	12	0.0001					
总计	ST=0.0073	15						

各因素显著性分析 退出

a)



序号	切削深度 a_p (mm)	进给量 f (mm/r)	切削速度 V (m/min)	T实验值	T计算值	T实验-T计算
1	0.30	0.26	20.40	372.00	376.02	-4.02
2	0.30	0.30	27.10	390.00	394.09	-4.09
3	0.30	0.36	35.80	407.00	413.50	-6.50
4	0.30	0.45	47.10	430.00	434.51	-4.51
5	0.35	0.26	27.10	408.00	395.12	12.88
6	0.35	0.30	20.40	385.00	382.44	2.56
7	0.35	0.36	47.10	443.00	433.91	9.09
8	0.35	0.45	35.80	430.00	422.24	7.76
9	0.40	0.26	35.80	416.00	414.31	1.69
10	0.40	0.30	47.10	428.00	433.62	-5.62
11	0.40	0.36	20.40	378.00	389.22	-11.22
12	0.40	0.45	27.10	405.00	409.55	-4.55
13	0.46	0.26	47.10	422.00	434.36	-12.36
14	0.46	0.30	35.80	422.00	420.99	1.01
15	0.46	0.36	27.10	418.00	408.61	9.39
16	0.46	0.45	20.40	396.00	397.09	-1.09

退出

b)

图 4-21 方差分析结果以及切削温度的对比

a) 方差分析及其各因素显著性 b) 切削温度的实验值与计算值的对比

切削速度 $v = 48 \text{ m/min}$ 时主切削力与切削深度、进给量的特征曲面见图 4-22a。 F_y 特征曲面等值线见图 4-22b。切屑的变形系数 ξ 随着切削速度的增大而增大, 还有材料本身的导热系数低 [平均值为 $20 \text{ W/(m} \cdot ^\circ\text{C)}$], 产生更多的热使得切削区温度升高; 切削深度增大, 前刀面的法向力随之增加, 使得第二、三变形区摩擦力

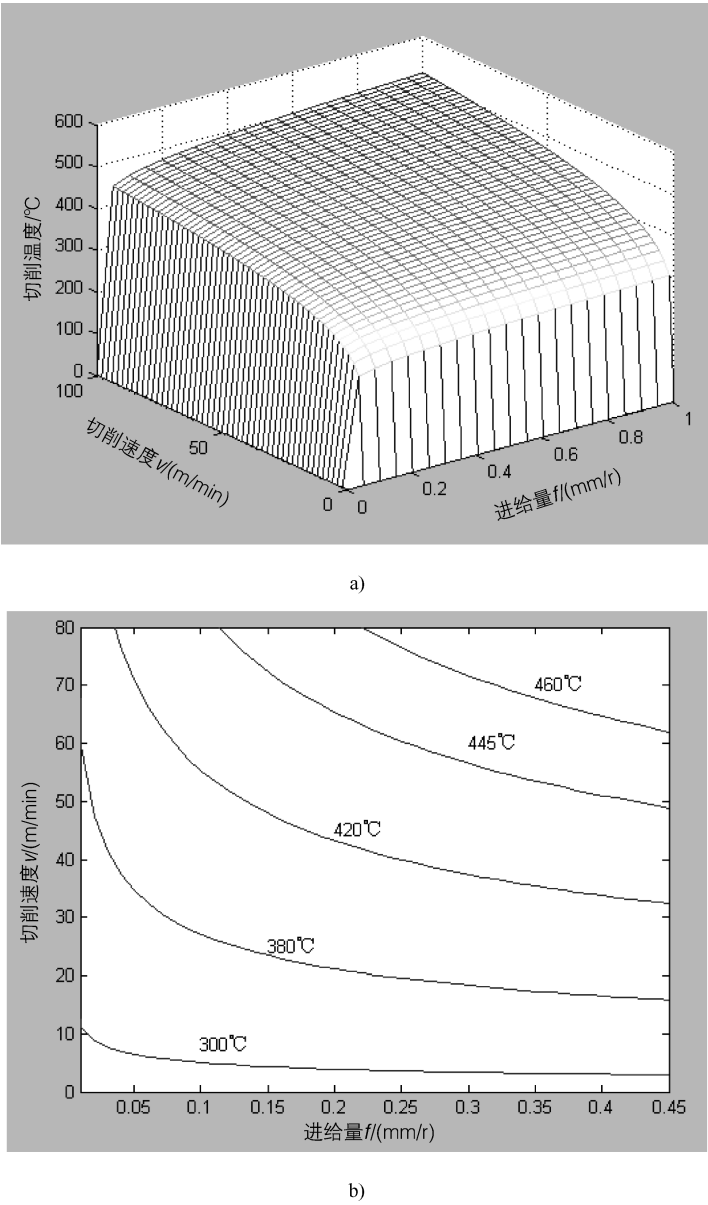


图 4-22 车削时切削温度与切削深度、进给量的特征曲面以及切削温度特征曲面等值线图
a) 切削温度与切削深度、进给量的特征曲面 b) 切削温度特征曲面等值线图

加大，摩擦产生的大量的热使得切削区温度渐增；随着进给量的增大，尽管切削面积的增大使切削力变大，但切屑变形系数的减小减缓了切削热增大的趋势，所以这个因素影响不显著。

2. 铣削实验结果分析

由图 4-23a 可知, 切削温度模型拟合得也较好。从分析结果来看, 切削速度对切削温度的影响最为显著; 第二是切削宽度; 进给量对切削力的影响次之; 切削深度最小。为了验证数学模型的精确性, 将实验值与计算值进行了误差计算 (见图 4-23b), 相对误差约为 3%, 所以用模型预测的值与实验值相符合。

方差分析表								
方差来源	平方和	自由度	均方	F比	F0.01	显著性0.01	F0.05	显著性0.05
Z1	Q1=0.0014	1	0.0014	117.0909	21.20	显著	7.71	
Z2	Q2=0.0000	1	0.0000	0.0022	21.20	不显著	7.71	不显著
Z3	Q3=0.0002	1	0.0002	16.1832	21.20	不显著	7.71	显著
Z4	Q4=0.0094	1	0.0094	763.0575	21.20	显著	7.71	
回归	SA=0.0110	4	0.0027	224.0835	15.98	显著	6.39	
剩余	SE=0.0000	4	0.0000					
总计	ST=0.0110	9						

各因素显著性分析
退出

a)

切削温度计算值与实验值的差值						
对应的数据/相应的编码				切削温度计算值与实验值的差值		
切削深度 a_c (mm)	切削深度 a_p (mm)	进给量 f (mm/r)	切削速度 V (m/min)	T实验值	T计算值	T实验-T计算
2.00	5.00	37.50	23.60	280.00	280.34	-0.34
2.00	7.10	47.50	29.50	310.00	310.47	-0.47
2.00	10.00	60.00	37.30	345.00	345.34	-0.34
2.45	5.00	47.50	37.30	353.00	352.65	0.35
2.45	7.10	60.00	23.60	300.00	298.40	1.60
2.45	10.00	37.50	29.50	315.00	317.21	-2.21
3.00	5.00	60.00	29.50	335.00	337.39	-2.39
3.00	7.10	37.50	37.30	363.00	360.28	2.72
3.00	10.00	47.50	23.60	305.00	304.91	0.09

退出

b)

图 4-23 方差分析结果以及切削温度的对比

a) 方差分析及其各因素显著性 b) 切削温度的实验值与计算值之差

$f=47.5\text{mm/min}$ 和 $a_p=10\text{mm}$ 时切削温度与切削速度、切削宽度的关系见图 4-24a, 等值线见图 4-24b。切削速度对切削温度的影响显著, 因为切屑的变形系数 ξ 随着切削速度的增大而增大, 还有材料本身的导热系数低, 铣削中产生的大量的切削热使得切削区温度升高加快; 随着切削宽度增加, 切削抗力随之增大而使

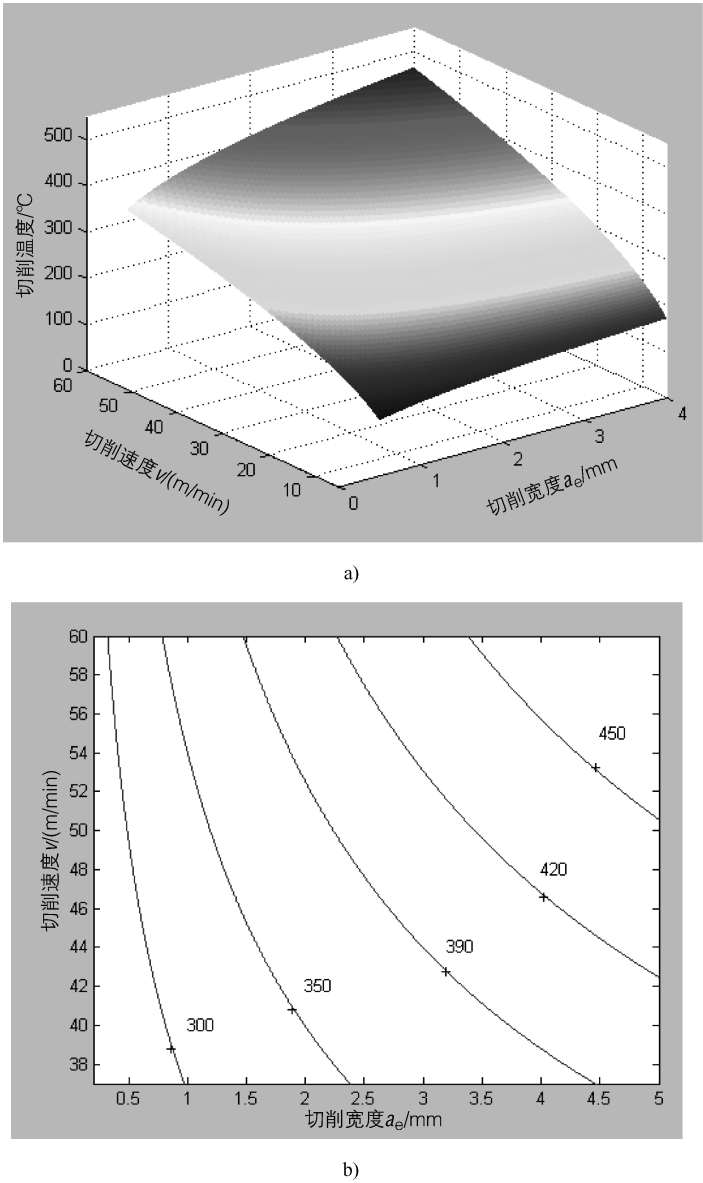


图 4-24 铣削时切削温度与切削深度、进给量的特征曲面以及切削温度特征曲面等值线图
a) 切削温度与切削深度、进给量的特征 b) 切削温度特征曲面等值线图曲面

切削区的摩擦力变大，摩擦产生的热促使切削区温度提高；随着进给量的增加，切削厚度变大，切削面积增大也使得前刀面法向力增加，摩擦力的增大使切削热增加，但切屑平均变形系数 ξ 的减小也减缓了切削热增大的趋势。

第 5 章



有限元技术在切削加工中的应用研究

5.1 引言

在切削机理和理论的研究中,理论研究者提出了许多数学仿真模型和计算方法^[167-169]。通过这些模型和方法,切削力、平均刀具应力和平均切削温度得到了十分精确的预测,但是刀具应力和切削温度在切削区域的分布情况始终是这些数学仿真模型和计算方法不可逾越的难关。而有限元方法在切削温度和刀具应力分布的研究上有着得天独厚的优势,它不但可以模拟温度和应力在刀具表面上沿着切屑流动方向的分布^[84,105],还能预测刀具内部温度和应力的分布。这对刀具的磨损和失效的研究有重要的参考价值和现实意义。

本章采用热力耦合、平面应变、连续带状切屑的切削模型模拟了工件的正交切削加工过程。采用增量步移动刀具的方法,结合有限元分析软件 MSC. Marc 的网格重划分功能,模拟了刀具从初始切入到切削力、切削温度达到稳态的切削加工过程。为了方便和快捷地获得不同切削深度和切削速度下的切屑形态、温度和切削力,在分析切削仿真建模的内容和步骤的基础上,提出了参数化建模的方法。本章也将重点介绍数值模拟过程中的参数化建模技术,并在此基础上通过对车削、铣削过程的数值模拟,研究切削力、切削温度的变化规律,并探讨切削力、切削温度的模拟数据与实验数据的差异。

5.2 切削过程数值模拟中的参数化建模技术

金属切削有限元仿真的建模内容和步骤见图 5-1，它包括切削系统的几何建模及其网格的划分、材料的性能、接触体的设置、初始条件、边界条件、网格重划分准则和分析条件等内容。

5.2.1 接口设计

要实现切削过程仿真的参数化建模，系统接口需要：对刀具、工件和刚性墙几何参数，以及其几何特性、刀具和工件的材料模型、摩擦状况、接触设置、热传递参数、初始条件等参数进行操作；依据刀具模型、工件模型、刚性墙模型、工件与刀具间位置关系、工件与刚性墙的位置关系，通过过程文件规则解释机，生成建模的过程文件；顺畅地进入有限元软件 Marc 环境，并完成仿真的建模。切削仿真参数化建模过程见图 5-2。

(1) 数据库操作的接口 系统选用了高级语言 C++ Builder 作为开发工具，采用 Visual Foxpro 支持的 *.dbf 类型数据表，考虑操作和维护方面的因素，使用 BDE (Borland Database Engine) 作为接口，实现上面提及的各参数的数据库存取。

(2) 进入有限元环境完成建模的接口 通过函数 ShellExecute () 作为调用 Marc 的建模文件的接口。这样可实现在 C++ Builder 开发的操作平台上，进入 Marc 环境并完成切削加工的仿真建模工作。部分接口文件如下：

```
{.....;s_Procname = tblZjiao ->FieldByName("bh") ->AsString + ".proc";  
  
ProcPath = tblPath ->FieldByName("path1") ->AsString; c_Procname = ProcPath + s_Procname;  
  
ShellExecute(Handle,"open",c_Procname.c_str(),NULL,NULL,SW_SHOWMAXIMIZED);}
```

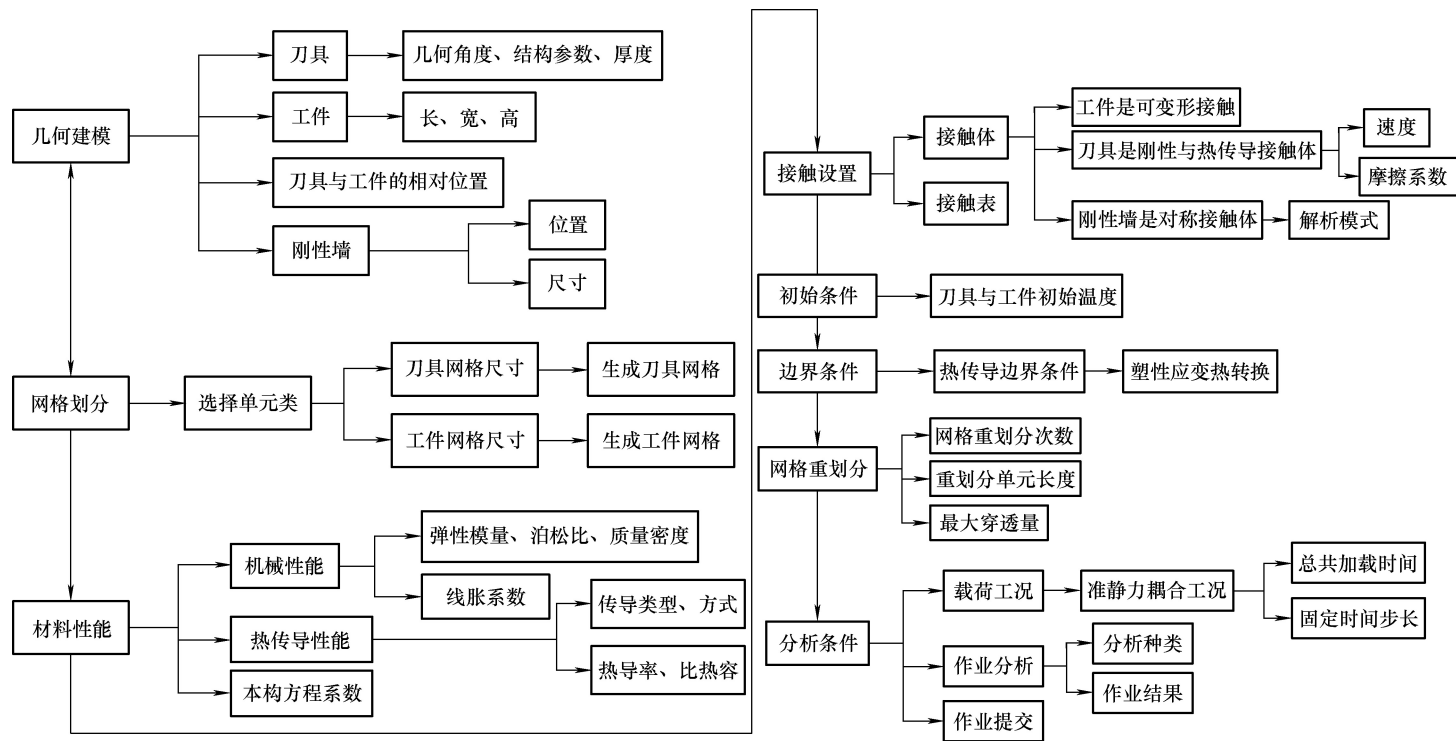


图 5-1 金属切削有限元仿真的建模内容和步骤

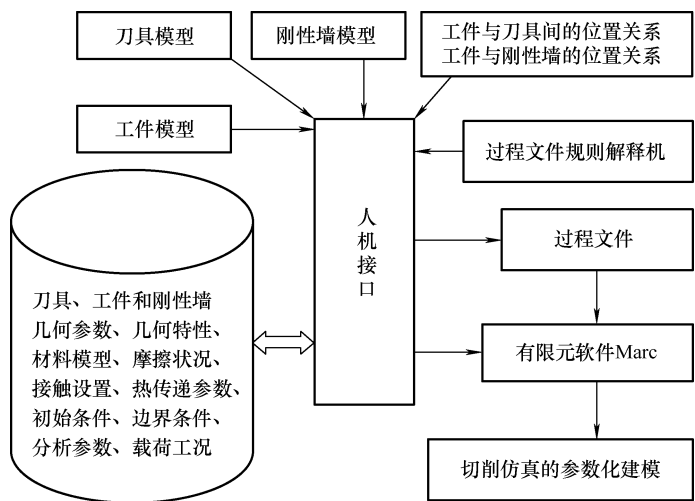


图 5-2 切削仿真参数化建模过程

(3) 生成参数化建模文件的接口 基于建立的仿真模型，系统采用 C + + Builder 软件编程，依据刀具模型、工件模型、刚性墙模型等相关信息，以及有限元过程文件的规则，把切削过程仿真建模信息逐一顺序地写入过程文件中。部分接口文件如下：

```
{.....; s_file = tblPath -> FieldByName ( " path1 " ) -> As-String.Trim() + s_file + ".proc";

FILE * outf;outf = fopen(s_file.c_str(),"w +");

fprintf(outf,"%s \n","Version:MSC.Marc Mentat 2005 (32bit)");

.....}
```

5.2.2 参数化建模文件的生成

参数化建模的过程文件，可以在有限元分析软件 MSC. Marc 中顺序完成预定任务，为金属的参数化建模与仿真提供了平台。鉴于此，通过设计过程文件解释机，解决了切削系统的点、线几何信息和拓扑信息逐一描述，实现了铣削过程的参数化建模和仿真的具体内容和整个过程。过程文件形式如下：

```
{.....; *material_value isotropic:youngs_modulus
```

```
109000.0  0.3  0.000000008

*material_option  isotropic:plasticity:elastic_plastic

*material_type plasticity

*material_option plasticity:method:johnson_cook

*material_value plasticity:johnson_cook_a

593.000  580.000  0.133  0.023 .....;}
```

5.2.3 工件和刀具属性的参数设置

在数值模拟前，需要对刀具和工件的每一个分析单元的几何特性、材料特性、接触关系、力学和传热等方面进行定义或赋值。而刀具、工件划分的有限元分析单元数量，受工件、刀具的结构尺寸及其几何角度，以及给定有限元单元的大小等因素的影响，所以动态得到工件与刀具单元的编号是实现参数化建模的关键。通过计算单元数量的方法给单元编号，对每个单元进行设置，这种方法对于四边形单元类型适用；而对于多种复合单元的刀具，采用单元集方式灵活性更强。后者是将工件和刀具的单元分别存放在两个单元集中，通过软件的功能（隐藏）和编程技术对单元集进行自动设置，实现工件和刀具属性的参数化定义。

工件材料的物理属性、弹性模量、导热系数列于表 5-1 ~ 表 5-3 中。相比工件材料，刀具材料具有很高的刚性，因此刀具可以看成是弹性模量为任意大的理想刚体材料。

表 5-1 工件材料的物理属性

物 理 量	工 件
密度 $\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	7800
弹性模量 E/GPa	见表 5-2
泊松比 ν	0.2
比热容 $C_p/[J/(\text{kg} \cdot \text{K})]$	460
导热系数 λ	见表 5-3
线胀系数 $\alpha/10^{-6}\text{K}^{-1}$	18.9
$\theta_{\text{melt}}/^\circ\text{C}$	1450
$\theta_{\text{room}}/^\circ\text{C}$	25

表 5-2 工件材料的弹性模量

$\theta/^{\circ}\text{C}$	20	150	200	250	300
E/GPa	190	183	179	176	171

表 5-3 工件材料的导热系数

$\theta/^{\circ}\text{C}$	100	200	300	400	500	600	700	800
$\lambda/[\text{W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})]$	17.6	19.3	20.9	22.6	23.9	25.1	26.0	26.7

5.3 直角车削加工的有限元建模

切削系统的几何模型见图 5-3。将坐标原点放置在工件的左下角。

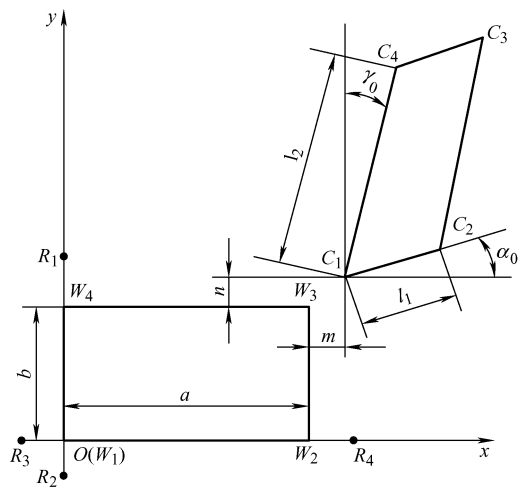


图 5-3 切削系统的几何模型

5.3.1 刀具 – 工件的几何建模

二维正交切削可以在一个视图中完全表示出来，刀具 – 工件以及刚性墙的几何模型见图 5-3。切削速度与 x 轴正方向一致。实际上，图 5-3 所在的平面就是刀具和工件的主剖面。刀具的前角、后角可在该图中表示。构造刀具和工件的模型，也

就是要将构成它们的点、线几何信息和拓扑信息逐一描述。刀具和工件的各点坐标见表 5-4。

表 5-4 工件和刀具各点坐标

点	x	y	点	x	y
W_1	0.0	0.0	C_1	$a + m$	$b + n$
W_2	a	0.0	C_2	$a + m + l_1 \cos \alpha_0$	$b + n + l_1 \sin \alpha_0$
W_3	a	b	C_3	$a + m + l_1 \cos \alpha_0 + l_2 \sin \gamma_0$	$b + n + l_1 \sin \alpha_0 + l_2 \cos \gamma_0$
W_4	0.0	b	C_4	$a + m + l_2 \sin \gamma_0$	$b + n + l_2 \cos \gamma_0$

5.3.2 刚性墙的几何建模

采用两直线构成两个刚性墙（ R_1R_2 和 R_3R_4 ），分别限制工件材料的左侧边界的 x 方向位移和底部边界的 y 方向位移。两个刚性墙各点的坐标值见表 5-5。

表 5-5 两个刚性墙各点的坐标

点	x	y
R_1	0.0	$b + 1$
R_2	0.0	-1.0
R_3	-1.0	0.0
R_4	$a + 1$	0.0

5.3.3 单元划分

描述刀具和工件的基本信息后，选择用面构造其几何外形。将给定刀具和工件在 x 和 y 方向上划分成若干单元的基本尺寸后，通过面转换成单元的功能，实现其单元的划分。

有限元单元划分和边界条件见图 5-4，工件底部和左侧边界沿 x 、 y 方向的位移完全固定，刀具以一定的速度从工件右侧水平切入工件。因为切削宽度远大于切削

深度，二维正交切削过程可近似认为符合平面应变的假设。工件尺寸为 $14\text{mm} \times 3\text{mm}$ ，用于模拟切屑形成的单元层网格密度很大，而远离切削区域的单元网格密度逐渐变小，这样在满足计算精度的同时，减小了计算量。工件采用的单元类型为4节点的平面应变单元，单元数为1050，节点数为1136。假设刀具是刚性的，仅考虑热传递。由于刀尖处有圆角，选用了可进行传热分析的混合单元。

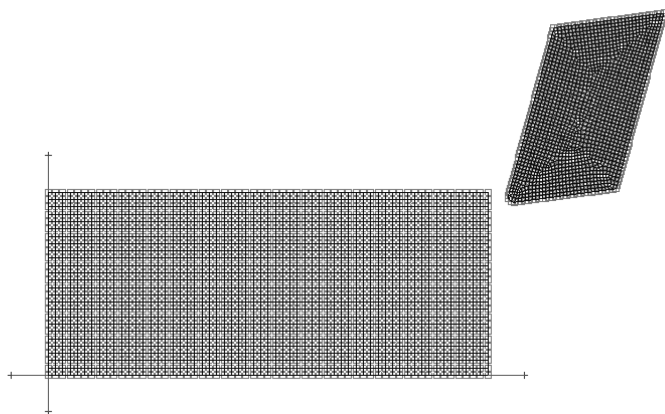
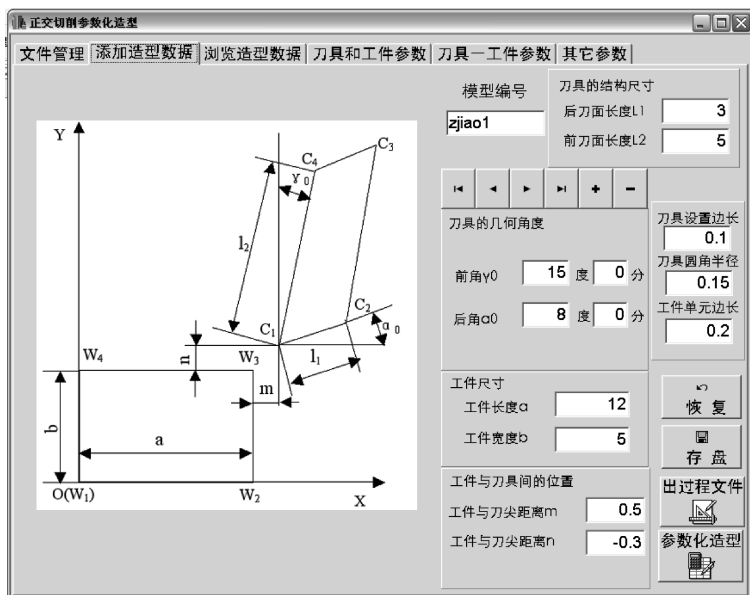


图 5-4 有限元网格划分和边界条件

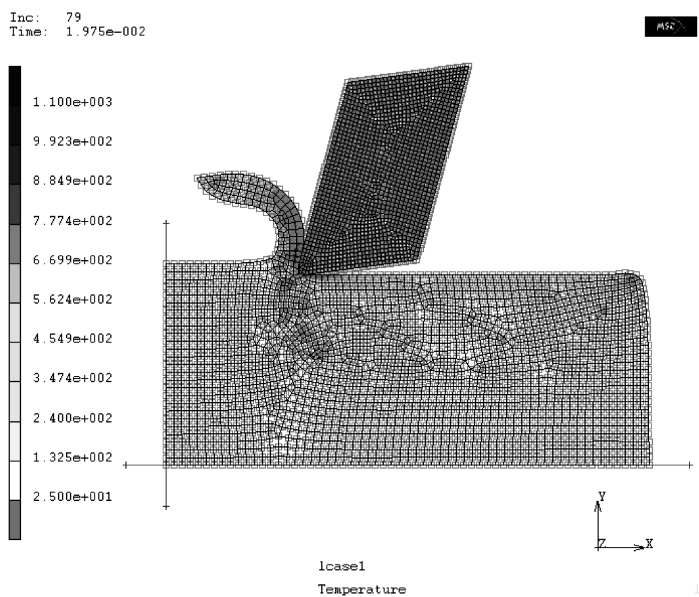
5.3.4 直角车削加工的数值模拟运行实例

建模参数录入界面见图 5-5a。若给定刀具后刀面长 $l_1 = 3\text{mm}$ ，前刀面长 $l_2 = 5\text{mm}$ ，前角 $\gamma_0 = 15^\circ$ ，后角 $\alpha_0 = 8^\circ$ ，工件长 $a = 12\text{mm}$ ，高 $b = 5\text{mm}$ ，工件与刀尖距离 $m = 0.5\text{mm}$ ，切削深度 $a_p = 0.3\text{mm}$ ，然后再给出刀具和工件的几何特性、材料模型、刀具与切屑和后刀面摩擦状况、接触设置等参数，最后再给出刀具的移动速度，这样就可建立切削过程的仿真模型，正交切削过程仿真运行情况见图 5-5b。切削力和切削温度的仿真结果见图 5-6。

取第4章中切削力和切削温度的实验数据中的16组切削参数，用仿真方法获取切削力和切削温度值，每一组仿真值和实验值的切削力对比情况见图 5-7a，切削温度对比情况见图 5-7b。从图 5-7 可以看出，仿真值与实验值比较接近，相对误差都在 10% 以内。导致切削力和切削温度误差的原因有：建立的仿真模型相对比较



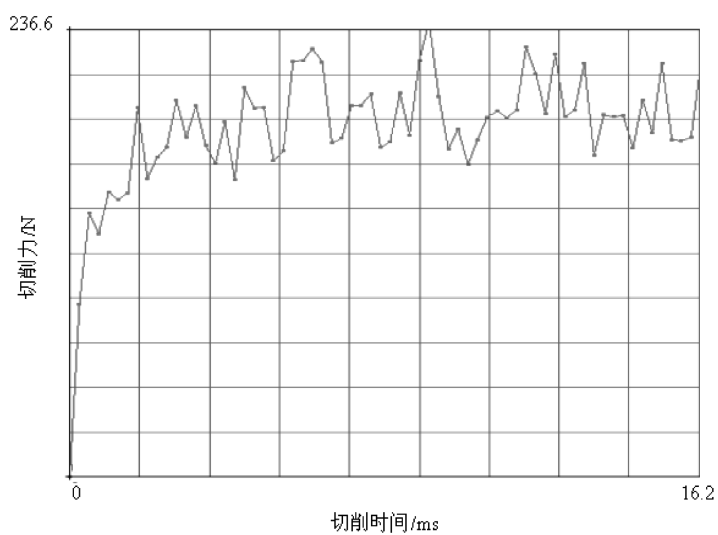
a)



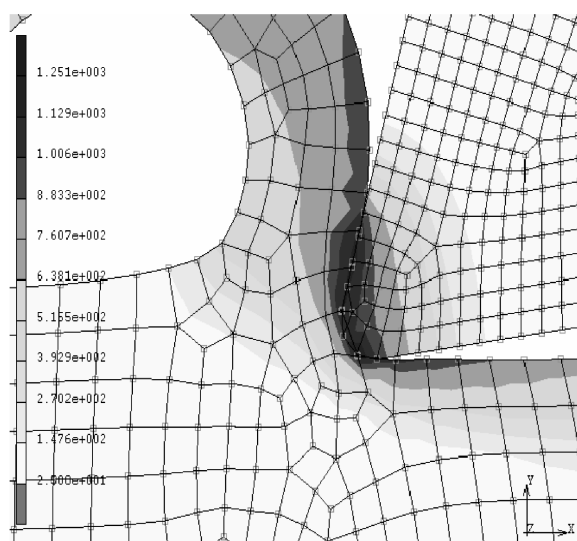
b)

图 5-5 切削仿真建模界面及运行情况

a) 建模参数录入界面 b) 正交切削过程仿真运行情况



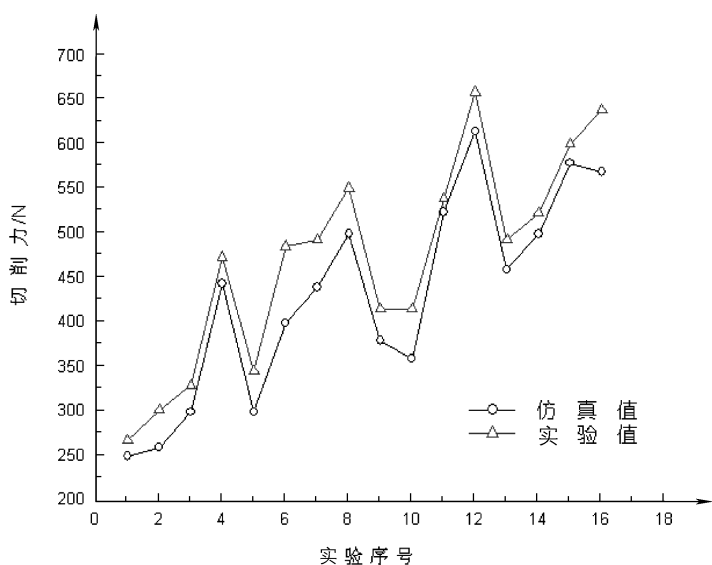
a)



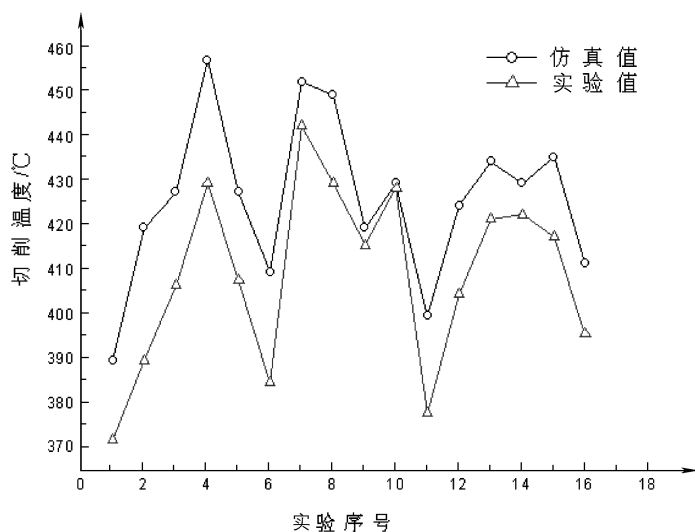
b)

图 5-6 切削力和切削温度的仿真结果

a) 刀具从切入到稳定状态过程中切削力变化情况 b) 切削区的温度云图



a)



b)

图 5-7 车削时切削力和切削温度的仿真值与实验值的对比情况

a) 切削力的仿真值与实验值的对比情况 b) 切削温度的仿真值与实验值的对比情况

理想，而实际切削加工中的刀具制造、安装会有误差；建立工件材料流动应力模型时，应变速率相对较低，所用 Johnson-Cook 模型不太精确；工艺装备系统的制造精度以及检测系统存在误差等。

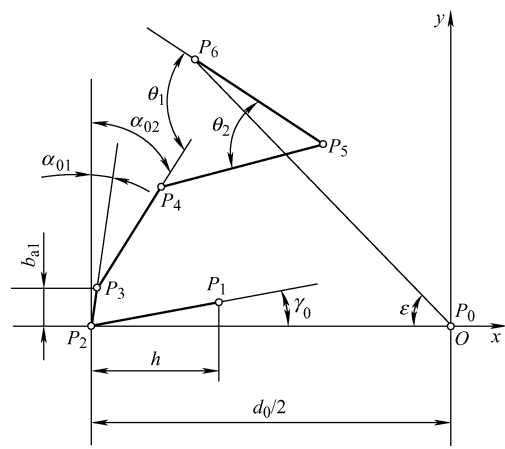


图 5-9 折线背齿形的几何形状

表 5-6 刀具各点坐标

点	坐标计算式
P_1	$x_1 = -\frac{d_0}{2} + h; y_1 = h \tan \gamma_0$
P_2	$x_2 = -\frac{d_0}{2}; y_2 = 0$
P_3	$x_3 = -\frac{d_0}{2} + b_{a1} \tan \alpha_{01}; y_3 = b_{a1}$
P_4	$x_4 = \frac{y_5 - y_3 + \cot \alpha_{02} \times x_3 - \tan (\theta_2 - \varepsilon + \gamma_0) \times x_5}{\cot \alpha_{02} - \tan (\theta_2 - \varepsilon + \gamma_0)}$ $y_4 = \frac{y_5 \cot \alpha_{02} - y_3 \tan (\theta_2 - \varepsilon + \gamma_0) + \tan (\theta_2 - \varepsilon + \gamma_0) (x_3 - x_5) \cot \alpha_{02}}{\cot \alpha_{02} - \tan (\theta_2 - \varepsilon + \gamma_0)}$
P_5	$x_5 = -\sqrt{\left(-\frac{d_0}{2} + h\right)^2 + (h \tan \gamma_0)^2} \times \cos \left(\varepsilon + \arctan \frac{h \tan \gamma_0}{\frac{d_0}{2} - h}\right)$ $y_5 = \sqrt{\left(-\frac{d_0}{2} + h\right)^2 + (h \tan \gamma_0)^2} \times \sin \left(\varepsilon + \arctan \frac{h \tan \gamma_0}{\frac{d_0}{2} - h}\right)$
P_6	$x_6 = -\frac{d_0}{2} \times \cos \varepsilon; y_6 = \frac{d_0}{2} \times \sin \varepsilon$

5.4.2 工件的几何建模

从图 5-9 中，通过推导可以得到工件建模时工件各点坐标的计算式，见表 5-7。

表 5-7 工件各点坐标的计算式

点 坐标	W_1	W_2	W_3	W_4
x	$\frac{d_0}{2} + \Delta x$	$\frac{d_0}{2} + \Delta x$	$a + \frac{d_0}{2} + \Delta x$	$a + \frac{d_0}{2} + \Delta x$
y	$\frac{d_0}{2} - \Delta y$	$b + \frac{d_0}{2} - \Delta y$	$b + \frac{d_0}{2} - \Delta y$	$\frac{d_0}{2} - \Delta y$

5.4.3 刚性墙的几何建模

用两直线构成两个刚性墙（ R_1R_2 和 R_3R_4 ），分别限制工件材料的左侧边界的 x 方向位移和底部边界的 y 方向位移。两个刚性墙各点的坐标值见表 5-8。

表 5-8 两个刚性墙各点的坐标

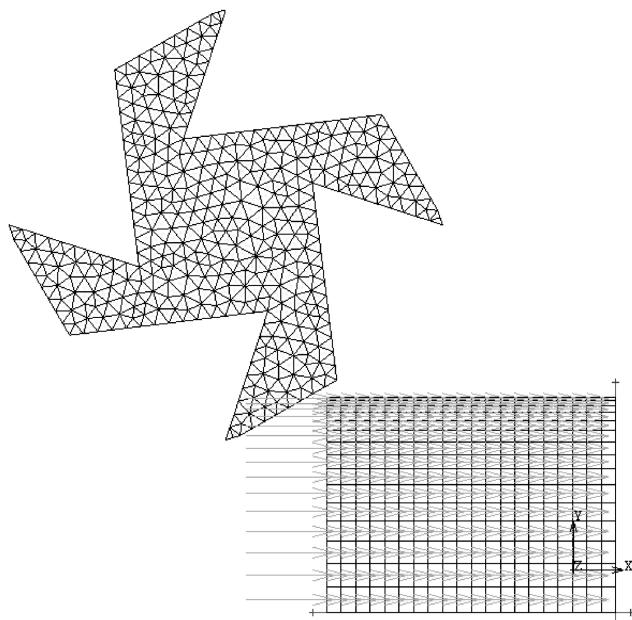
点	x	y
R_1	$a + \frac{d_0}{2} + \Delta x$	$\frac{d_0}{2} - \Delta y + 1$
R_2	$a + \frac{d_0}{2} + \Delta x$	$\frac{d_0}{2} - \Delta y + b - 1$
R_3	$\frac{d_0}{2} + \Delta x - 1$	$\frac{d_0}{2} - \Delta y - b$
R_4	$a + \frac{d_0}{2} + \Delta x + 1$	$\frac{d_0}{2} - \Delta y - b$

5.4.4 单元划分

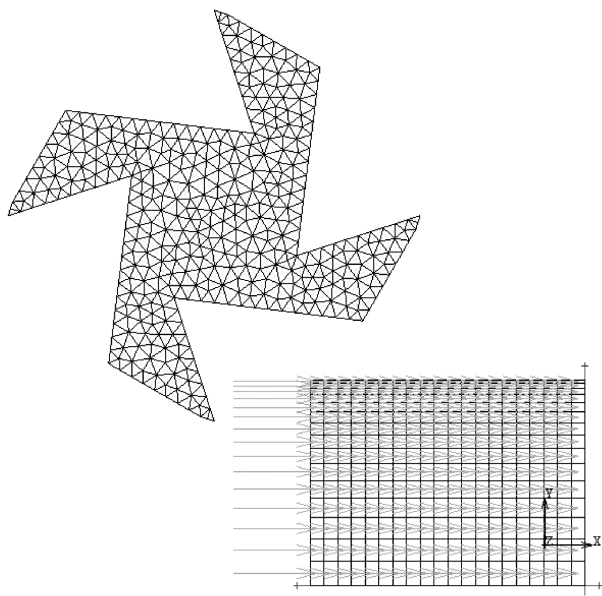
刀具和工件经过上述信息描述后，选择用面构造其几何外形。基于铣刀的构造特点，按最小单元尺寸给铣刀划分单元，将工件在 x 和 y 方向上划分成若干单元，从而实现其单元的划分。

初始有限元网格划分和边界条件见图 5-10，工件底部和右侧边界沿 x 、 y 方向的位移完全固定，铣刀以一定的角速度旋转并水平移动，从工件左侧切入工件（图 a 为顺铣，图 b 为逆铣）。因为切削宽度远大于切削深度，二维正交切削过程可近似认为符合平面应变的假设。工件尺寸为 $20\text{mm} \times 15\text{mm}$ ，用于模拟切屑形成的单元层网格密度很大，而远离切削区域的单元网格密度逐渐变小。工件采用的单元类型为 4 节点的平面应变单元，单元数为 300，节点数为 336。假设铣刀是刚性

的，仅考虑热传递，选用可进行传热分析的混合单元。



a)



b)

图 5-10 初始有限元网格划分和边界条件

a) 顺铣 b) 逆铣

5.4.5 二维铣削加工的数值模拟运行实例

建模系统的运行界面见图 5-11。界面分五个页面：文件管理、添加建模数据、浏览建模数据、刀具和工件参数、刀具与工件接触参数和其它参数。

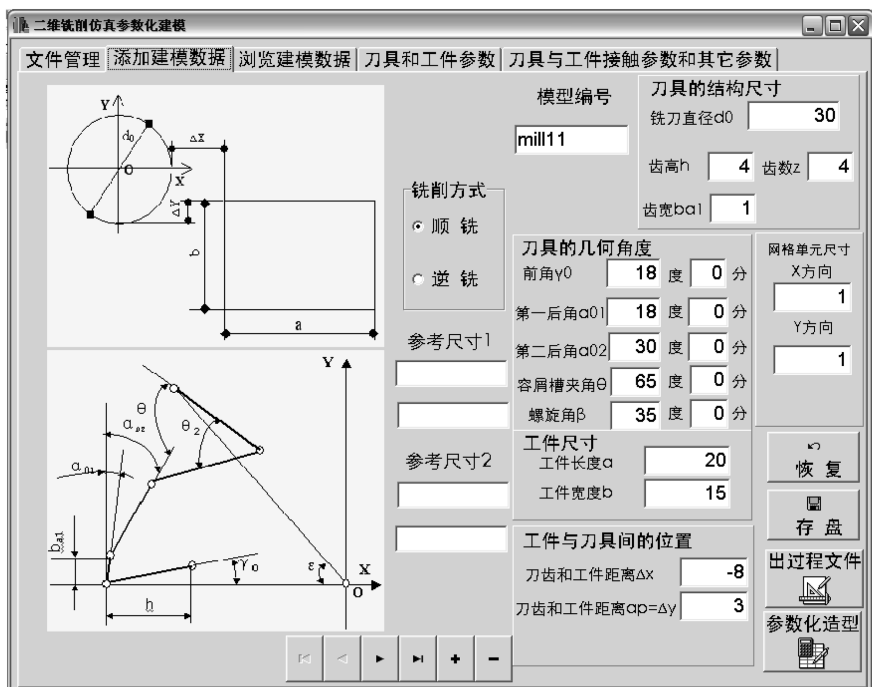
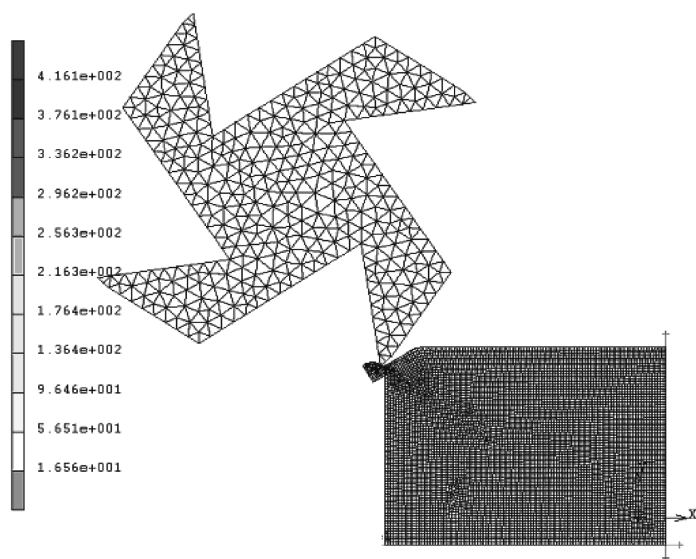
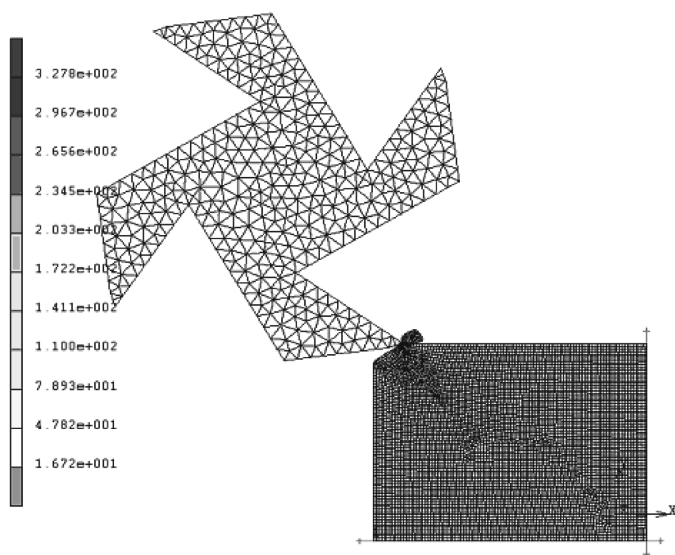


图 5-11 建模系统的运行界面

给定铣刀直径 $d_0 = 30\text{mm}$ ，齿高 $h = 4\text{mm}$ ，齿数 $z = 4$ ，齿宽 $b_{a1} = 1\text{mm}$ ，前角 $\gamma_0 = 18^\circ$ ，第一后角 $\alpha_{01} = 18^\circ$ ，第二后角 $\alpha_{02} = 30^\circ$ ，容屑槽夹角 $\theta = 65^\circ$ ；工件长度 $a = 20\text{mm}$ ，工件宽度 $b = 15\text{mm}$ ；工件离铣刀中心距离 $\Delta x = -8\text{mm}$ ， $\Delta y = 3\text{mm}$ 。在给出铣刀的进给量 $f = 46\text{mm/min}$ 、刀具的转速 $n = 275\text{r/min}$ 、切削深度 $a_p = 3\text{mm}$ 、切削宽度 $a_e = 15\text{mm}$ 后，铣刀顺铣、逆铣仿真运行情况分别见图 5-12a 和图 5-12b，从图中可以看出温度变化情况。顺铣、逆铣过程中铣削力变化分别见图 5-13a 和图 5-13b。



a)



b)

图 5-12 铣削仿真运行情况

a) 顺铣仿真运行 b) 逆铣仿真运行

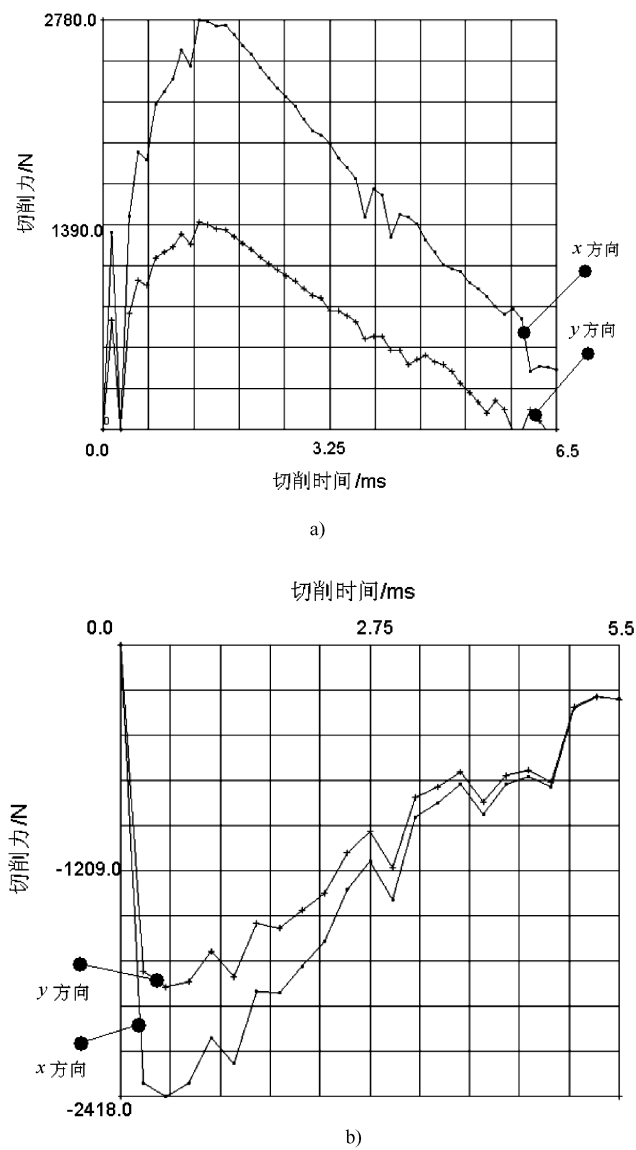


图 5-13 切削力和切削温度的仿真结果
a) 顺铣仿真切削力变化情况 b) 逆铣仿真切削力变化情况

采用同样的方法，取第 4 章铣削过程切削力实验中的 16 组切削参数和切削温度中的 9 组切削参数，获得的切削力仿真值和实验值如图 5-14a 所示，获得的切削温度的仿真值和实验值见图 5-14b。从图 5-14 可以看出，仿真值与实验值比较接近，相对误差都在 10% 以内。导致切削力和切削温度误差的原因有：建立的仿真

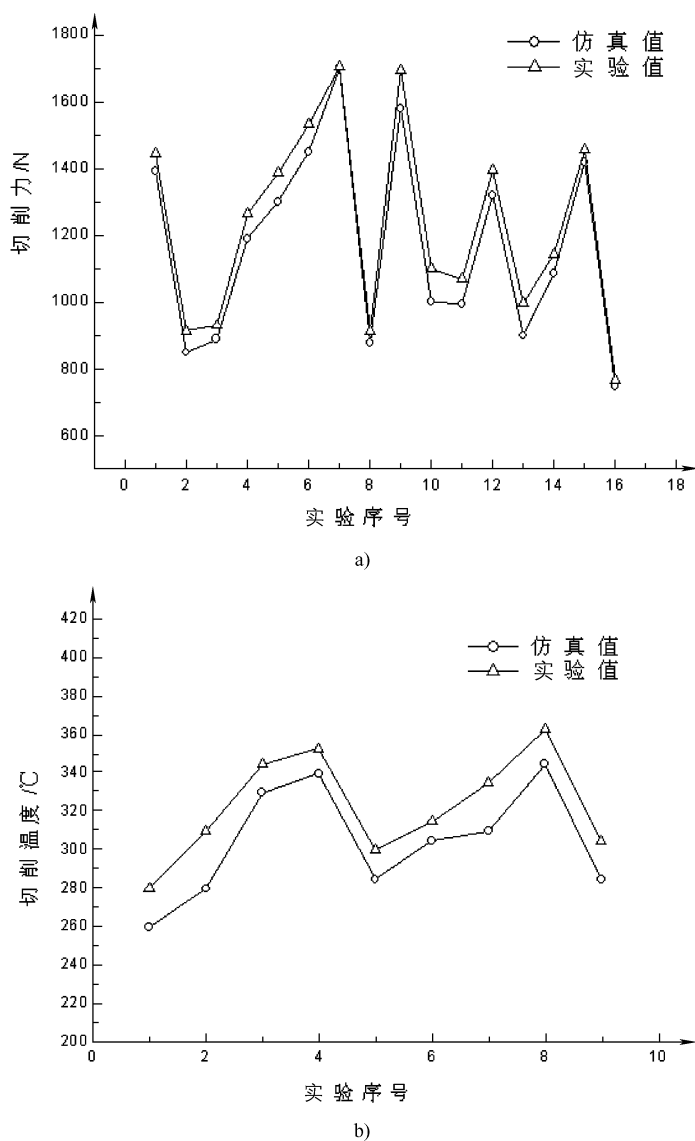


图 5-14 铣削过程中切削力和切削温度的仿真值与实验值

a) 切削力的仿真值与实验值 b) 切削温度的仿真值与实验值

模型并不完全理想，刀具尖角处的圆角假想为尖角，并且刀具存在制造、安装误差；建立工件材料流动应力模型时，应变速率相对较低，所用的 Johnson-Cook 模型不太精确；工艺装备系统的制造精度以及检测系统有误差等。

5.5 斜角车削加工的有限元建模

在切削过程中,切削刃不垂直于切削速度的切削方式称为斜角切削。斜角切削的三维有限元模型见图 5-15。

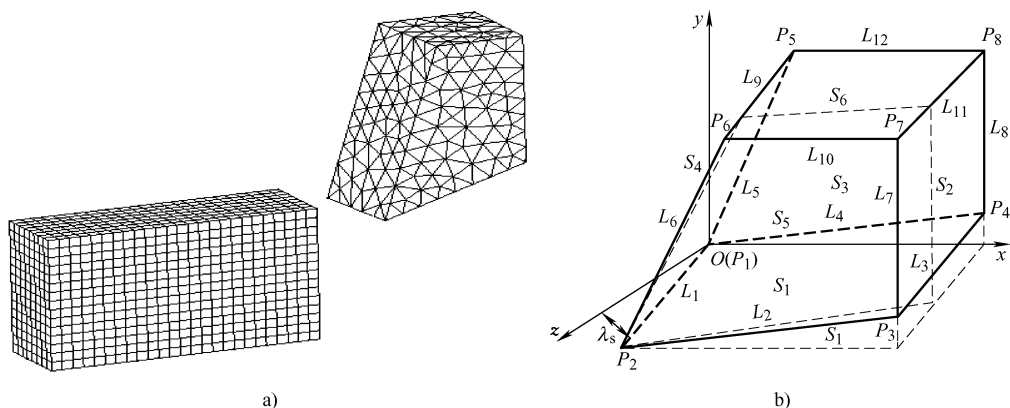


图 5-15 斜角切削的三维有限元模型与刀具模型

a) 斜角切削的三维有限元模型 b) 刀具模型

5.5.1 刀具建模

要构造刀具实体模型,也就是要将构成刀具的点、线、面的几何信息和拓扑信息逐一描述。刀具的模型见图 5-15b。实体模型表示方法有三种:实体几何构造法、边界表示法和扫描表示法。结合刀具物理模型和有限元分析软件的特点,采用了边界表示法表示刀具的模型。这种方法表达的信息有两类:几何信息和拓扑信息。几何信息反映物体的大小及位置;拓扑信息描述图形内的相对位置关系。图 5-16 所示为刀具的拓扑信息和几何信息描述。

刀具建模需要确定相关点的坐标,而刀具的实体建模与刀具的前角、后角和刃倾角几何角度,以及刀具各部分的几何尺寸有关,故需要在基面、切削平面和法剖面内建立各点的计算公式。图 5-17a 所示为切削平面,图 5-17b 所示为法剖面。 P_r 、 P_s 和 P_n 分别是基面、切削平面和法剖面; λ_s 、 γ_n 和 α_n 分别是刃倾角、法前

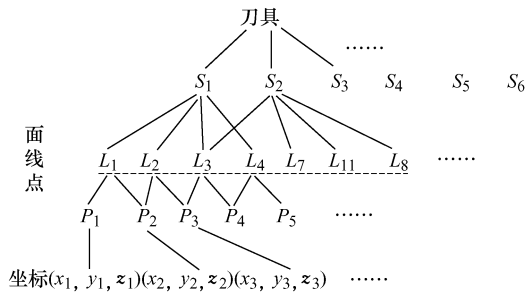


图 5-16 刀具的拓扑信息和几何信息描述

角和法后角； γ_0 、 α_0 分别是前角和后角。

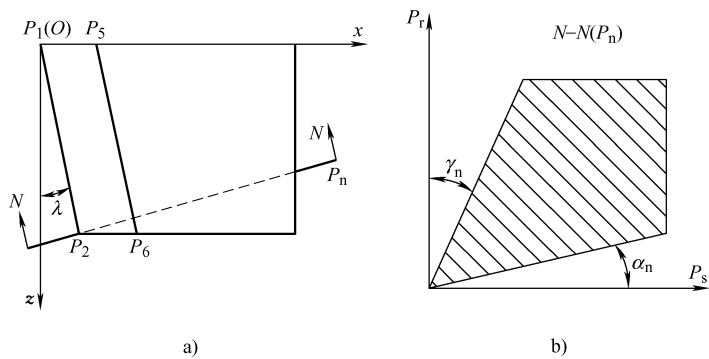


图 5-17 刀具的切削平面和法剖面
a) 刀具的切削平面 b) 刀具的法剖面

通过推导，可以得到刀具各点的坐标，见表 5-9。

表 5-9 刀具和工件各点坐标计算式

点	x	y	z	点	x	y	z
P_1	0.0	0.0	0.0	W_1	$-s-l$	a_p-H	b
P_2	$l_1 \sin \lambda_s$	0.0	$l_1 \sin \lambda_s$	W_2	$-s$	a_p-H	b
P_3	$l_4 \cos \alpha_0$	$(l_4 \cos \alpha_0 - l_1 \sin \lambda_s) \tan \alpha_0$	$l_1 \cos \lambda_s$	W_3	$-s$	a_p	b
P_4	$l_4 \cos \alpha_0$	$l_4 \sin \alpha_0$	0.0	W_4	$-s-l$	a_p	b
P_5	$l_5 \sin \gamma_0$	$l_5 \cos \gamma_0$	0.0				
P_6	$l_5 \sin \gamma_0 + l_1 \sin \lambda_s$	$l_5 \cos \gamma_0$	$l_1 \cos \lambda_s$				
P_7	$l_4 \cos \alpha_0$	$l_5 \cos \gamma_0$	$l_1 \cos \lambda_s$				
P_8	$l_4 \cos \alpha_0$	$l_5 \cos \gamma_0$	0.0				

表中, l_i 为第 i 条边的边长, $i = 1, 2, \dots, 12$; s 为工件离切削刃的距离 (mm); l 为工件沿刀刃长度方向的宽度 (mm); H 为工件的高度 (mm); a_p 为切削深度 (mm); b 为在刀刃方向刀尖相对于工件一侧的宽度 (mm)。

5.5.2 工件建模

采用扫描表示法描述工件模型, 见图 5-18a。鉴于工件模型是长方体这一特征, 首先在 xOy 平面上生成由四点 W_1 、 W_2 、 W_3 、 W_4 构成的工件的一个侧面, 然后将该面沿着 z 轴方向做平移扫描, 这样就可完成对工件的几何建模。图 5-18b、c 分别是工件模型的俯视图和侧视图。工件上 W_1 、 W_2 、 W_3 、 W_4 四点的坐标计算式见表 5-9。

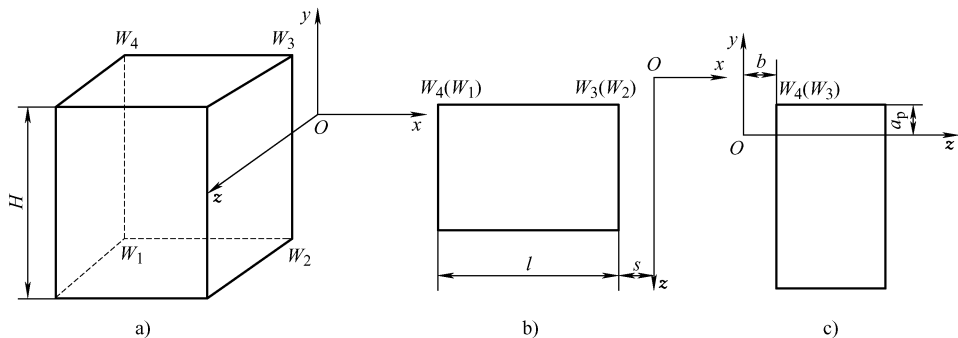


图 5-18 工件模型与工件模型俯视图和侧视图
a) 工件模型 b) 工件模型俯视图 c) 工件模型侧视图

5.5.3 工件的刚性墙建模

通过刚性墙限制工件自由度的方式, 限制它的底部和向左侧的移动。

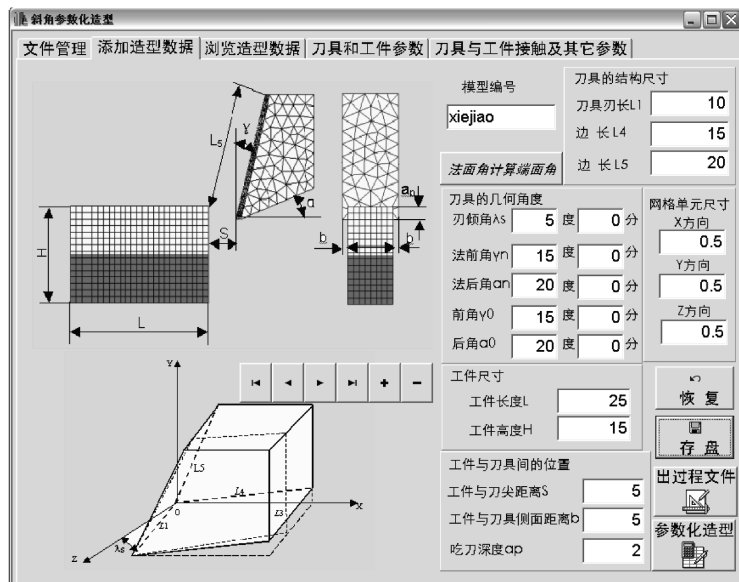
5.5.4 单元划分

三维物体划分网格的方法有扩展法和自动划分的方法。这里采用了扩展法。

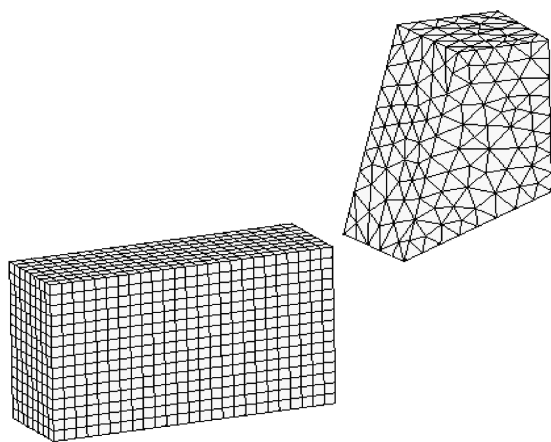
不论是工件还是刀具, 在运用扩展法生成三维单元时, 首先生成二维单元, 再定义扩展系数、方向等, 最后选定要扩展的三维单元, 并把它们扩展成三维实体单元。

5.5.5 斜角车削加工的参数化建模运行实例

图 5-19a 所示为斜角切削模型造型的界面。通过界面，在有限元分析软件的环境中生成给定相关参数的切削加工的有限元模型。



a)



b)

图 5-19 参数化建模界面与建模结果
a) 参数化建模界面 b) 建模结果

给定刀具刃长 $l_1 = 10\text{mm}$ ，后刀面边长 $l_4 = 15\text{mm}$ ，前刀面边长 $l_5 = 20\text{mm}$ ，刃倾角 $\lambda_s = 5^\circ$ ，法前角 $\gamma_n = 15^\circ$ ，法后角 $\alpha_n = 20^\circ$ ，前角 $\gamma_0 = 15^\circ$ ，后角 $\alpha_0 = 20^\circ$ ，工件长 $l = 25\text{mm}$ ，高 $H = 15\text{mm}$ （工件的厚度可由尺寸 b 计算出），工件与刀尖距离 $s = 5\text{mm}$ ，工件与刀具侧面距离 $b = 5\text{mm}$ ，切削深度 $a_p = 2\text{mm}$ 。同时，将材料的性能、接触体的设置、初始条件、边界条件、网格重划分准则和分析条件等内容一起由软件生成特定条件下的车削加工分析模型，建模结果见图 5-19b。

5.6 三维铣削加工的有限元建模

铣削过程的三维有限元模型见图 5-20。

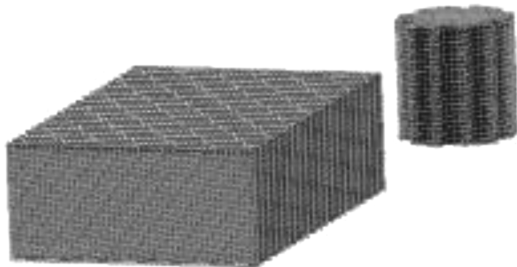


图 5-20 铣削模型

5.6.1 铣刀的参数化建模

铣刀参数化建模的实体模型表示方法有三种：实体几何构造法、边界表示法和扫描表示法。基于铣刀的物理模型和有限元分析软件的特点，采用了扫描表示法。先构造二维形体——铣刀横截面，再进行平移和旋转扫描完成铣刀的三维建模。

5.6.2 工件的参数化建模

工件的造型需要考虑工件相对铣刀的位置。基于工件实体模型和有限元分析软件的特点，采用了扫描表示法对工件进行建模。鉴于工件模型是长方体这一特征，

由 xOy 平面上的四点 P_7 、 P_8 、 P_9 、 P_{10} ，生成工件的一侧，再沿着 z 轴方向做平移扫描，即可生成所需要的工件模型，见图 5-21 和图 5-22。通过推导，可以得到工件建模时工件各点坐标的计算式，见表 5-10。

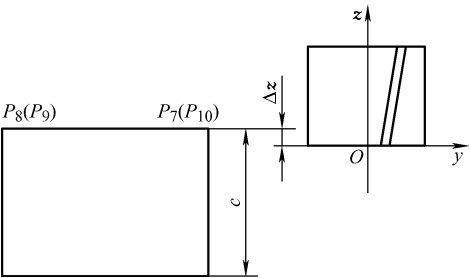


图 5-21 工件模型

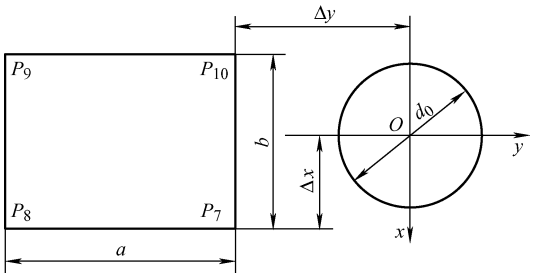


图 5-22 工件模型的俯视图

表 5-10 工件各点坐标的计算式

坐 标	P_7	P_8	P_9	P_{10}
x	Δx	Δx	$a + \Delta x$	$a + \Delta x$
y	Δy	$\Delta y - b$	$\Delta y - b$	Δy
z	Δz	Δz	Δz	Δz

表中， Δx 、 Δy 、 Δz 为 P_7 点相对铣刀底部中心（即原点）的坐标值。

5.6.3 工件的刚性墙建模

通过刚性墙限制工件自由度的方式，限制工件的底部和向左侧的移动。

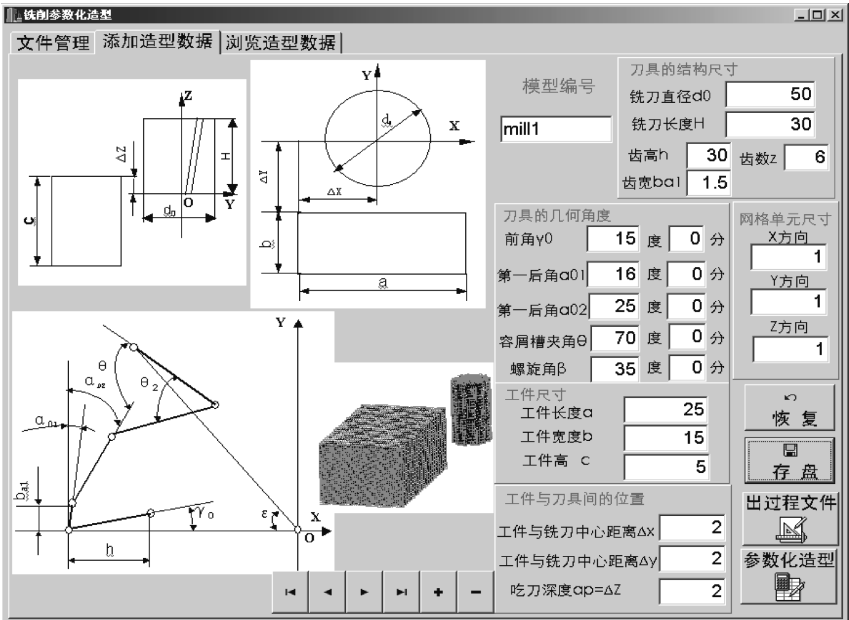
5.6.4 单元划分

这里对工件和铣刀都是采用扩展法进行单元的划分。

5.6.5 三维铣削加工的参数化建模运行实例

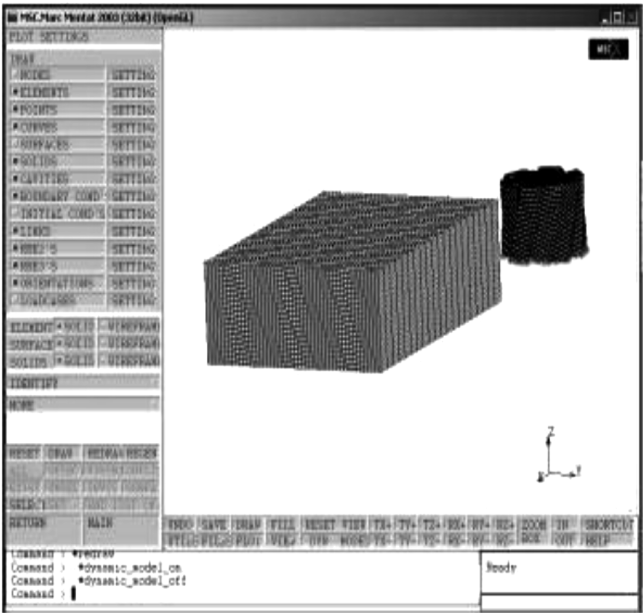
给出数值模拟铣削过程的刀具 - 工件系统中的铣刀几何角度、结构尺寸和工件的几何尺寸，以及刀具与工件的相对铣削位置尺寸。通过接口生成在 Marc 软件中运行的过程文件 *. proc，进入 Marc 软件环境中对刀具 - 工件系统进行造型，建模界面见图 5-23a。

铣刀直径 $d_0 = 50\text{mm}$ ，铣刀长度 $l = 30\text{mm}$ ，齿高 $h = 30\text{mm}$ ，齿数 $z = 6$ ，齿宽 $b_{a1} = 1.5\text{mm}$ ，前角 $\gamma_0 = 15^\circ$ ，第一后角 $\alpha_1 = 16^\circ$ ，第二后角 $\alpha_2 = 25^\circ$ ，容屑槽夹角 $\theta = 70^\circ$ ，螺旋角 $\beta = 35^\circ$ ，工件长 $a = 25\text{mm}$ ，工件宽 $b = 15\text{mm}$ ，工件高 $c = 5\text{mm}$ ，工件离铣刀中心距离 $\Delta x = 2\text{mm}$ 、 $\Delta y = 2\text{mm}$ ，铣削深度 $\Delta z = 2\text{mm}$ 。同时，将材料的性



a)

图 5-23 建模界面与参数化建模结果
a) 建模界面



b)

图 5-23 建模界面与参数化建模结果（续）
b) 参数化建模结果

能、接触体的设置、初始条件、边界条件、网格重划分准则和分析条件等内容一起由软件生成特定条件下的铣削加工分析模型，参数化建模结果见图 5-23b。

第6章

沉淀硬化不锈钢切削加工刀具 磨损机理的研究

6.1 引言

沉淀硬化不锈钢由于其低传导性、高加工硬化性以及微观组织存在硬质相等特点，使其在切削加工过程中，刀具所受的切削力与切削热与加工普通碳钢、合金钢相比有较大幅度的增加。

车削、铣削是切削加工中极其常见的方法。前者是连续切削，后者是断续切削。研究上述两种切削的加工特点，对于研究其它切削加工类型以及高速切削有一定的参考价值。干式切削由于不使用切削液，切削热不能很快散发，致使切削区的变形变得复杂（热-力耦合作用），从而使刀具磨损加剧，且磨损形式呈多样性。

针对沉淀硬化不锈钢，选用了几种车削、铣削用的刀具材料对其进行干式切削条件下的切削加工，通过对刀具材料的磨损特性与切削性能进行比较，分析车刀、铣刀的磨损机理，并据此选择合适的刀具材料，为切削用量的优化提供条件。

6.2 刀具磨损研究所用设备与仪器

6.2.1 切削加工设备

1. 车削设备和刀具

设备：数控车床（型号为 CK6132，济南第一机床厂，见图 6-1a）。

切削刀具：主偏角 $\kappa_{\gamma} = 75^{\circ}$ ，刀杆选用 MSBNR2020K12（见图 6-1b），刀片用 YT1541310V。



a)



b)

图 6-1 数控车床及刀具

a) 数控车床 b) 车刀刀杆与刀片

2. 铣削设备和刀具

铣削设备：加工中心（型号 KVC650，自贡长征机床有限责任公司，见图 6-2a）。

铣刀：材料 YG8，铣刀直径 $d = 80\text{mm}$ ，齿数 $z = 4$ ，见图 6-2b。



a)



b)

图 6-2 加工中心及铣刀

a) 加工中心 b) 铣刀

6.2.2 测试仪器

扫描电子显微镜：LEO 1450VP 型。

能谱分析仪：Thermol Vantage DSI。

显微镜：OLYMPUS GX71。

6.3 刀具磨损实验及材料的选择

沉淀硬化不锈钢属于沉淀硬化不锈钢，经过了 1050℃ 固溶、-78℃ 的冷处理和 520℃ 的时效处理后，最终合金组织为马氏体、残余奥氏体、沉淀相（NiAl）和少量 δ -铁素体，金相组织见图 6-3、图 6-4。从图中可以看到明显的马氏体和铁素体组织。通过检测，该材料的硬度值为 30 ~ 38HRC，屈服强度为 626MPa，冲击韧度为 800kJ/m²，导热系数为 17W/（m·℃）。

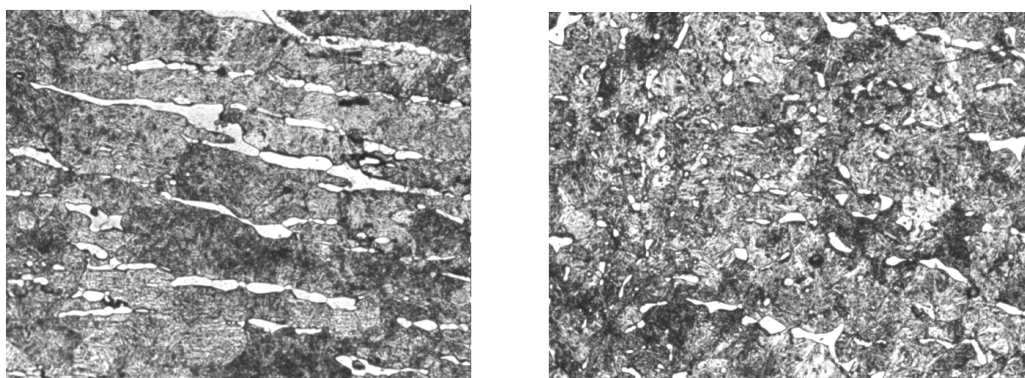


图 6-3 金相组织图（100×）

根据沉淀硬化不锈钢的力学性能、物理性能和化学性能，以及该材料的零件生产性质（多品种、小批量）的特点，实验中选用了表 6-1 中的车刀材料和表 6-2 中的铣刀材料。

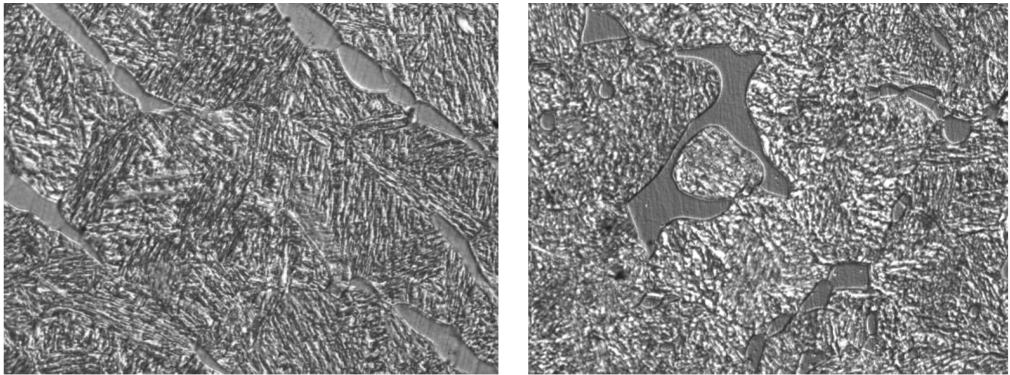


图 6-4 金相组织图（800 ×）

表 6-1 车刀类别及牌号

刀 具 类 别	牌 号	备 注
硬质合金类	YT5、41310V	
	YT15、41310V	
涂层类	SNMG120408RN、KC9125	富钴层 CVD 涂层
	SNMG120408FW、KT315	金属陶瓷涂层
	SNMA120408、K15	

表 6-2 铣刀类别及牌号

铣 刀 种 类	类 别	牌 号
整体立铣刀	高速钢	W18Cr4V
	硬质合金	YS2T
		KTS3
		Y330
可转位铣刀	硬质合金	YT5、SPAN1302EDR
		YT14、SPAN1302EDR
		YG8、SPAN1302EDR
		YD10、SPAN1302EDR

6.3.1 车削加工时刀具磨损实验及材料的选择

采用表 6-1 中的刀具材料，在切削速度 $v = 47\text{m/min}$ 、切削深度 $a_p = 0.4\text{mm}$ 和进给量 $f = 0.1\text{mm/r}$ 的切削用量条件下，进行了刀具切削磨损对比实验。图 6-5 示

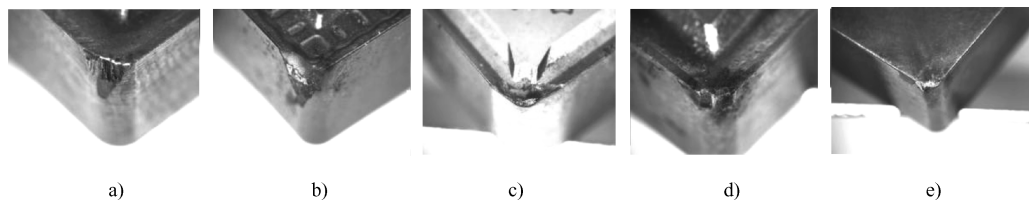


图 6-5 不同刀具材料的磨损形态

a) YT5 b) YT15 c) KT315 d) KC9125 e) K15

出了 YT5、YT15、KT315、KC9125 和 K15 五种刀片切削过程中的磨损情形。图 6-6 所示为上述五种刀片的磨损曲线。

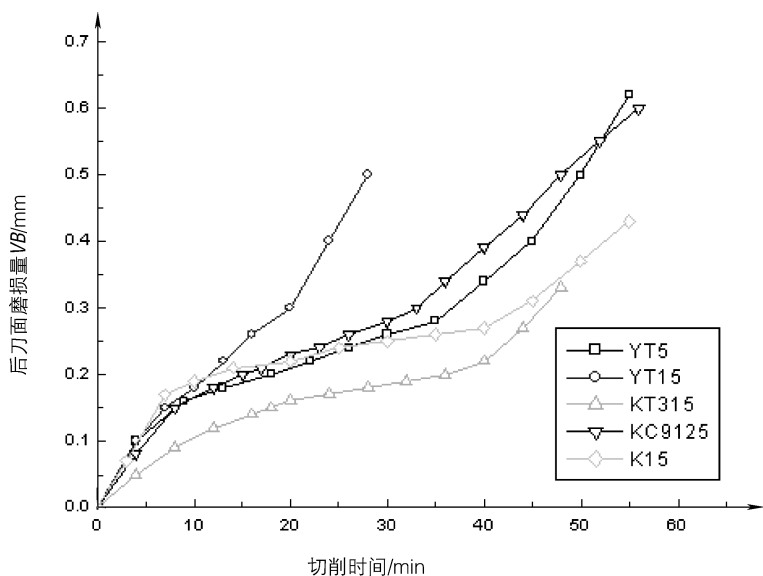


图 6-6 切削沉淀硬化不锈钢的磨损曲线

从图 6-6 中可以看出，YT15 耐磨性差，K15 的切削性能最好，其它三种介于两者之间。综合考虑上述刀片性能、价格和货源等因素，以及企业的具体加工情况，选用国产刀片 YT5 比较合适。尽管车削是一个连续的切削过程，但由于沉淀硬化不锈钢中有 TiN、沉淀相 (NiAl) 和其它杂质等硬质点，加快了刀片磨损，在切削过程中使得切削力陡增；因为工件材料中 δ -铁素体的存在，又使切削力骤减，从而使车刀在切削过程中产生振动。因此，刀具材料既要具有一定的耐磨性，同时也应具有较好的冲击韧度。从相关资料可以知道，YT15 耐磨性能比 YT5 好，

但冲击韧度较差；KT315、KC9125 和 K15 综合性能较前面两种高。相比之下，KT315 最耐磨，YT5 最易磨损。

6.3.2 铣削加工时刀具磨损实验及材料的选择

1. 整体铣刀磨损实验

选用 X52K 铣床，采用逆铣、端铣、干铣方式。用表 6-2 中的整体铣刀，采用表 6-3 中的切削参数进行铣削实验，借助读数显微镜定时测取刀具后刀面磨损值。实验结果见图 6-7。

表 6-3 铣削参数

切削深度 a_p/mm	切削宽度 a_e/mm	切削速度 $v/(\text{m}/\text{min})$	每齿进给量 $f_z/(\text{mm}/z)$
5	5	24	0.06

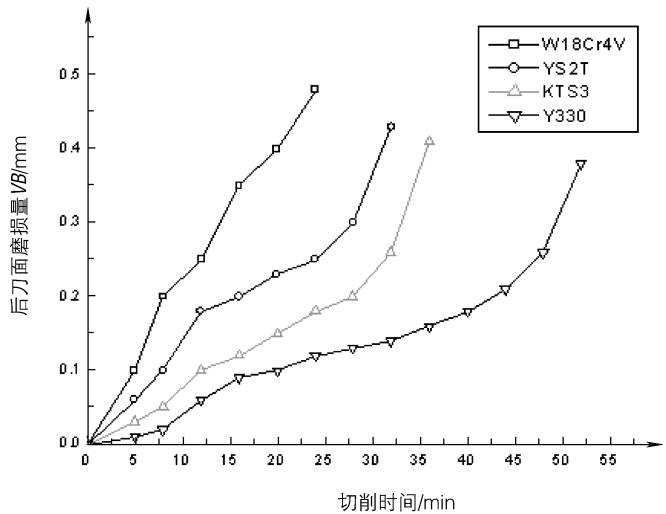


图 6-7 立式整体铣刀磨损曲线

图 6-7 表明，几种刀具材料都有明显的初期磨损、正常磨损和剧烈磨损三个阶段的变化。其中，Y330 材料的立铣刀各个磨损阶段相对平稳。从磨损情况看，W18Cr4V 材料的立铣刀磨损最快，YS2T、KTS3 次之，Y330 耐磨性相对较好。

2. 可转位铣刀

使用加工中心（型号为 KVC650），采用逆铣、端铣、干铣方式。用表 6-2 中

的可转位铣刀刀片材料及规格，采用表 6-4 中的铣削参数进行铣削实验，借助读数显微镜定时测取刀具后刀面磨损值。

表 6-4 铣削参数

切削深度 a_p /mm	切削宽度 a_e /mm	切削速度 $v/(m/min)$	进给量 $f/(mm/r)$
5	5	35.2	0.4

使用表 6-2 中的刀片材料进行铣削实验，YT5 前、后刀面的磨损形态分别见图 6-8a和图 6-8b；YG8 前、后刀面的磨损形态分别见图 6-8c 和图 6-8d；YD10 前、后刀面的磨损形态分别见图 6-9a 和图 6-9b；YT14 前、后刀面的磨损形态分别见图 6-9c和图 6-9d。上述四种刀片的磨损曲线见图 6-10。

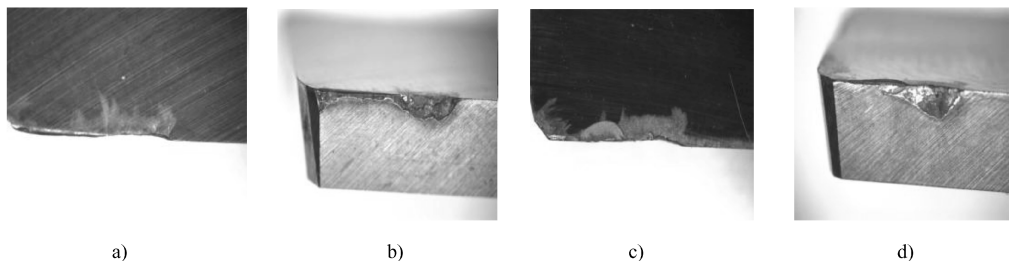


图 6-8 YT5、YG8 铣刀片磨损情况

a) YT5 前刀面 b) YT5 后刀面 c) YG8 前刀面 d) YG8 后刀面

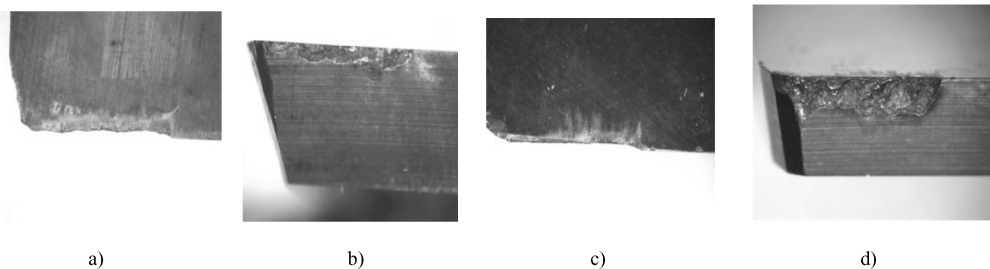


图 6-9 YD10、YT14 铣刀片磨损情况

a) YD10 前刀面 b) YD10 后刀面 c) YT14 前刀面 d) YT14 后刀面

图 6-10 表明，YD10 和 YT15 两种刀具材料磨损很快，几乎没有初期磨损和正常磨损阶段就直接进入剧烈磨损阶段，这是由于铣削是一个断续切削过程，刀齿经历着切入和切出的循环，刀齿因此承受着交变切削冲击力；另外，由于沉淀硬化不锈钢中有 TiN、沉淀相（NiAl）等硬质点，不仅加快刀具的磨损，也使刀齿在铣削

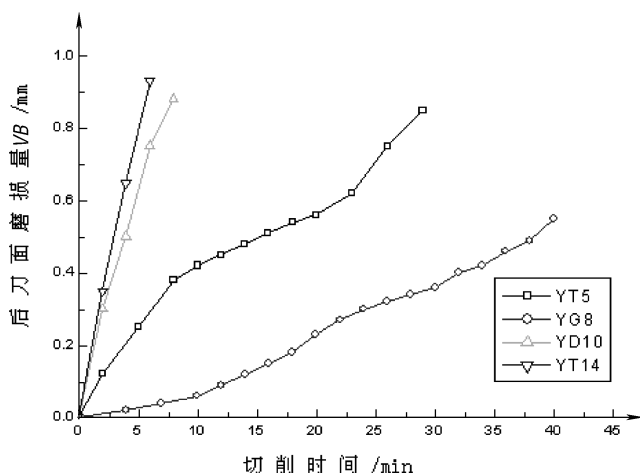


图 6-10 可转位铣刀磨损曲线

过程中切削力渐增，又因为工件材料中 δ -铁素体的存在，致使切削力渐减，使铣刀在切削过程中产生振动。其中 YT15 硬度较 YT5 高而冲击韧度相对较低；YG8 硬度和 YT15、YT5 差别不大，但冲击韧度相对较高。实验结果表明 YT5 刀具材料比较耐磨；而 YG8 是实验中最耐磨的一种刀具材料。综合诸多因素，应选用 YG8 作为可转位铣刀刀片的材料。

6.4 车刀磨损机理

车刀刀片选用 YT5 材料，在固定轴向切削深度 $a_p = 5\text{mm}$ 、切削宽度 $a_e = 5\text{mm}$ 、进给量 $f_z = 0.1\text{mm/z}$ 三个切削参数的条件下，选用几种不同的切削速度，进行车刀的磨损实验。

6.4.1 车刀前刀面磨损机理

图 6-11 示出了切削速度 $v = 20\text{m/min}$ 时车刀前刀面的磨损形态。A 区材料的元素见图 6-12a，从图中可以看出有 Cr、Mn、Mo、Ni、Al 和 Fe 等元素，说明工件材料在前刀面上有粘结发生；B 区除了有上述工件材料外还有 O 元素（见图 6-12b），

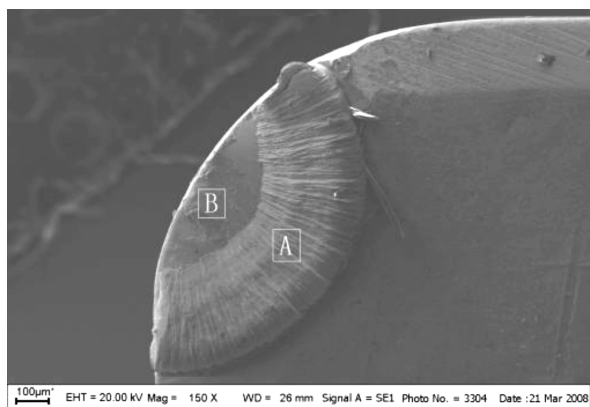


图 6-11 车刀前刀面的显微照片

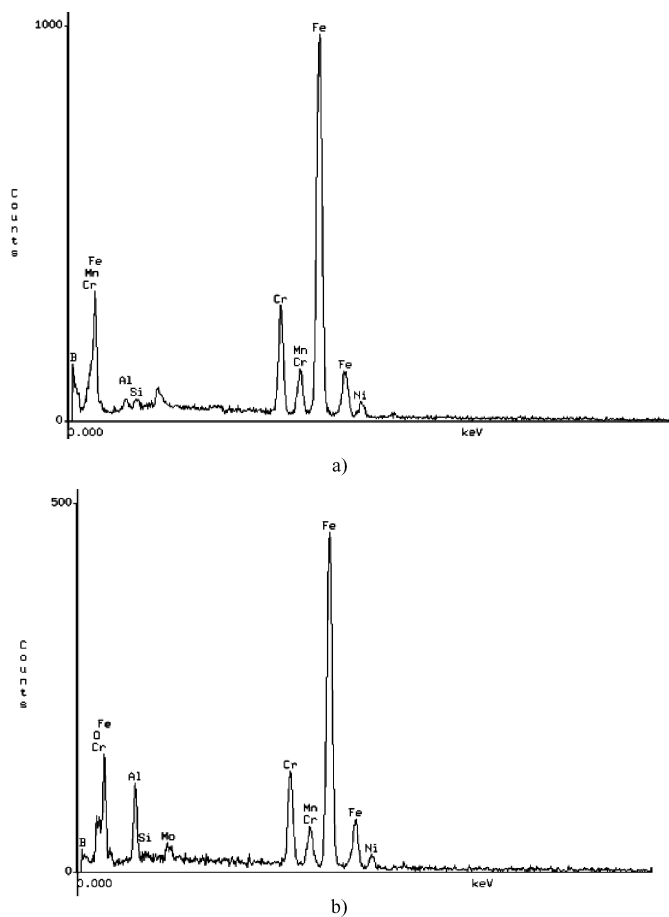
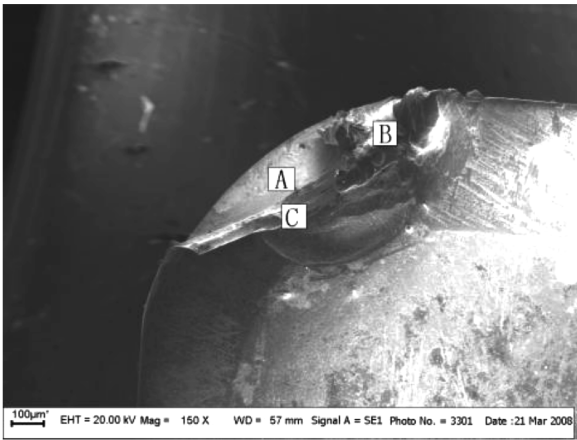


图 6-12 前刀面磨损的能谱分析

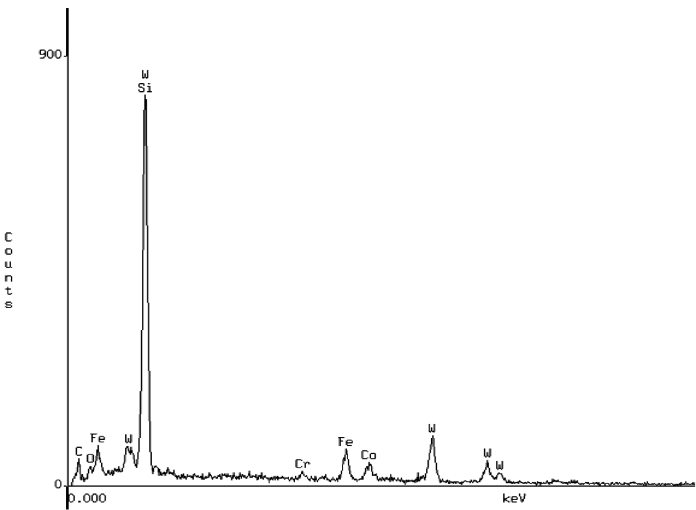
a) A 区能谱分析结果 b) B 区能谱分析结果

说明刀 - 屑摩擦中有少量元素氧化。这些粘结材料在切削过程中脱落，带走刀具材料中的元素，从而使刀具的前刀面产生磨损。这说明，刀具磨损以粘结磨损为主。

图 6-13a 所示为切削速度 $v = 27\text{m/min}$ 时车刀前刀面的磨损形态。A 区材料的元素见图 6-13b，从图中可以看出有 Cr、Fe、Co、W、Si 和 Fe 等元素，说明前刀面上有工件的材料扩散至刀具；由图 6-14a 可以看出有工件上的材料粘结到刀具的



a)



b)

图 6-13 前刀面显微照片与 A 区的能谱分析
a) 车刀前刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

前刀面上, 前刀面上除了有上述工件材料外还有 O 元素, 说明刀 - 屑摩擦中有少量元素氧化; 由图 6-14b 可以看出刀具中有 Co、W 扩散到切屑中。这说明在切削过程中, 刀具磨损有扩散、粘结磨损两种形式存在。

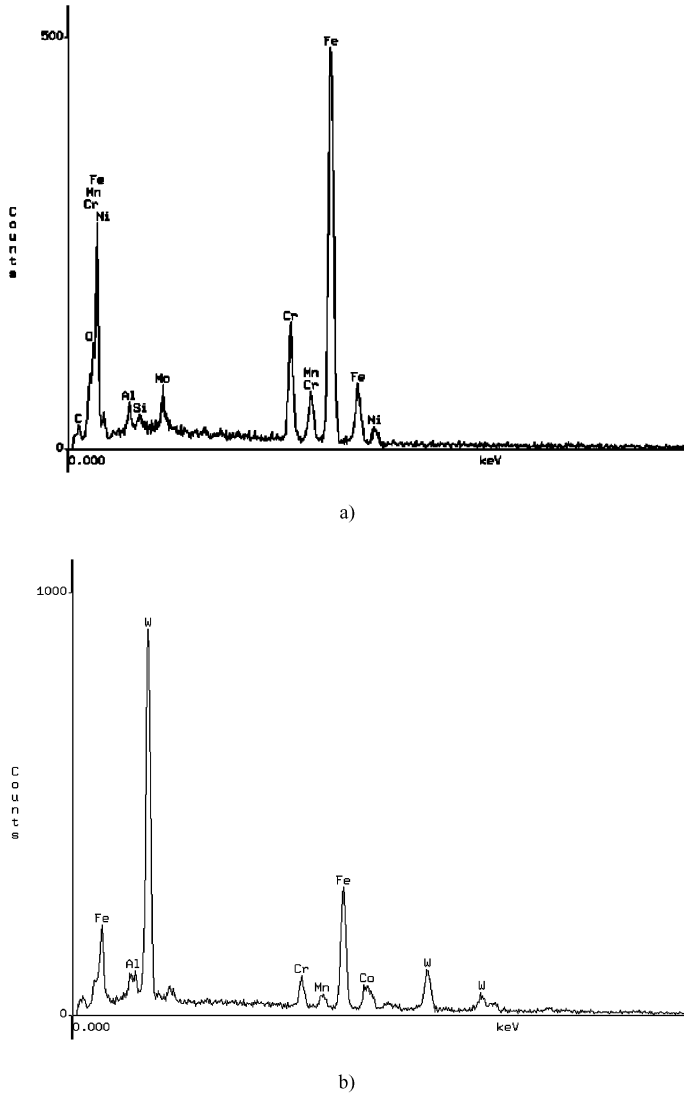
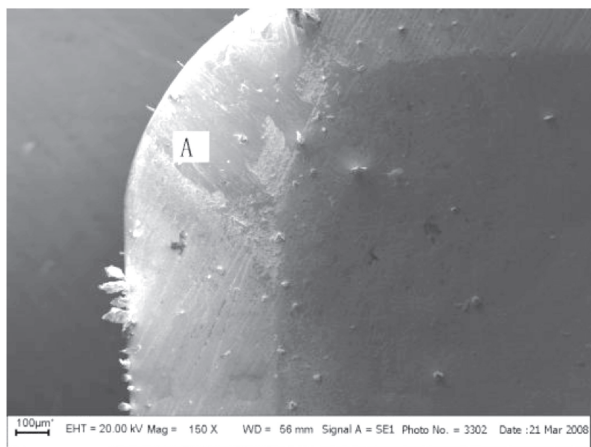


图 6-14 能谱分析结果

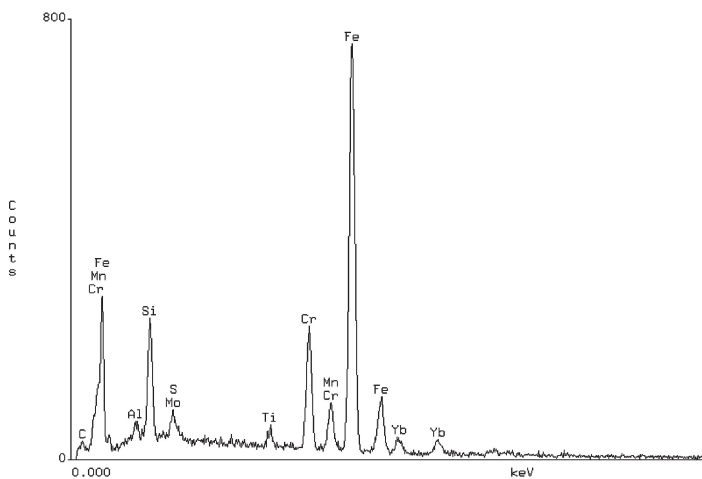
a) B 区能谱分析结果 b) C 区能谱分析结果

图 6-15a 所示为切削速度 $v = 36\text{m/min}$ 时车刀前刀面的磨损形态。A 区材料的元素见图 6-15b, 从图中可以看出有 Cr、Mn、Mo、Ni、Al 和 Fe 等元素, 说明前刀

面上有工件的材料粘结到刀具的前刀面上，这证明当切削速度 $v = 36\text{m/min}$ 时前刀面以粘结磨损为主。



a)



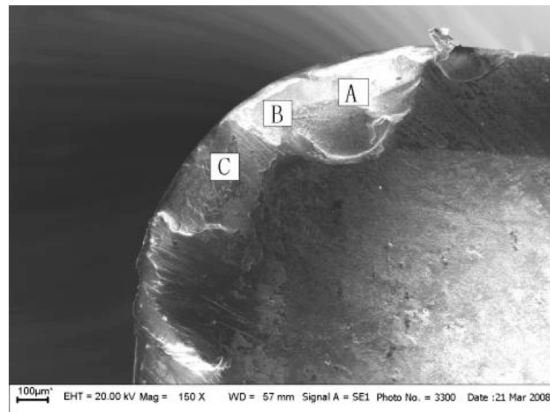
b)

图 6-15 车刀前刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果

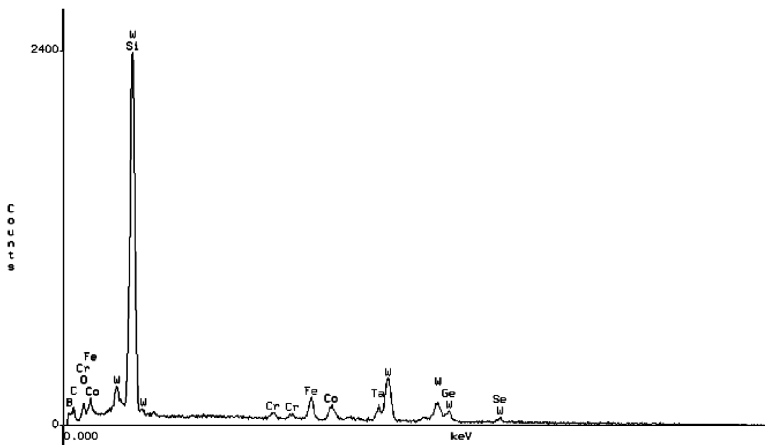
a) 车刀前刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

图 6-16a 所示为切削速度 $v = 62\text{m/min}$ 时车刀前刀面的磨损形态。A 区材料的元素见图 6-16b，从图中可以看出有 Cr、Co、W、Fe 等元素，说明前刀面上有工件的材料扩散到刀具的材料内；由图 6-17a 能看出有少量 Cr、Mn、Al、Fe 等元素扩

散到工件内部；由图 6-17b 可见前刀面上粘附着许多工件材料的元素。因此，随切削速度增大，切削区的温度也在升高，刀具的磨损主要有扩散和粘结磨损两种形式。



a)



b)

图 6-16 车刀前刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果

a) 车刀前刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

当切削速度增大到 $v = 82\text{m/min}$ 时，车刀前刀面的磨损形态见图 6-18，可以看出前刀面出现了月牙洼。由图 6-19 可以看出既有 Co、W 等刀具中的元素，也有 Cr、Mn、Al、Fe 等工件中的元素，这说明随着切削速度的提高，切削温度也逐渐

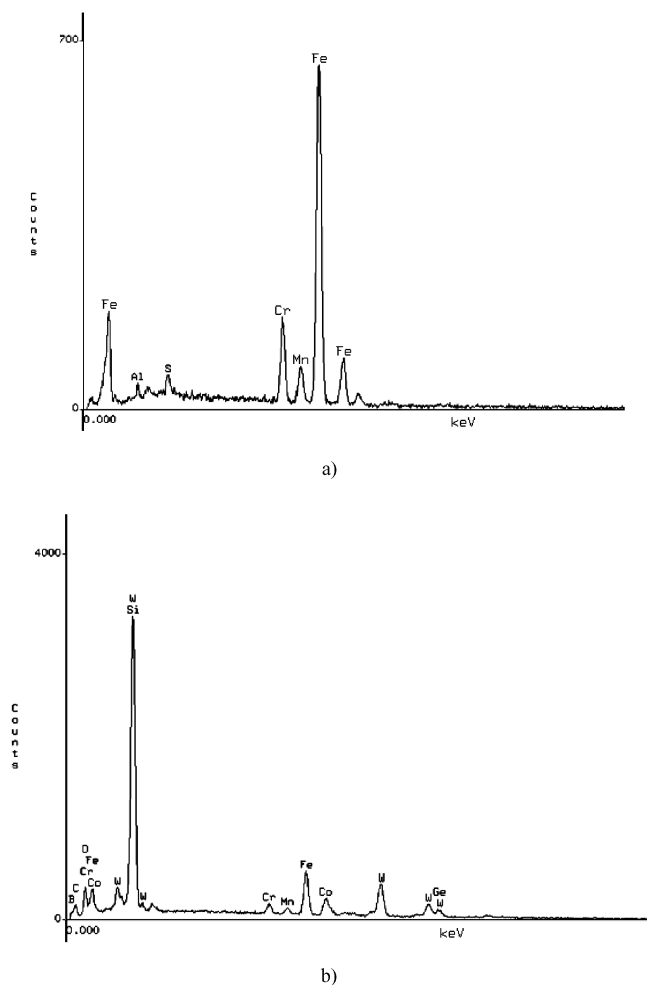


图 6-17 能谱分析结果

a) B 区能谱分析结果 b) C 区能谱分析结果

升高，工件材料与刀具材料中的元素相互扩散；另外，刀具前刀面上还粘附着微量、散布广泛的工件材料。此外，由于工件材料中有少量的 TiN、沉淀相（NiAl）等硬质点，也促使刀具月牙洼的产生和前刀面的磨损加剧。因此，这种情况下，刀具的磨损形式以扩散和粘结磨损为主，也有磨粒磨损。

总之，在低速车削时，刀具的前刀面以粘结磨损为主。随着切削速度的提高，刀具的磨损形式以扩散、粘结磨损为主，伴有磨粒磨损。

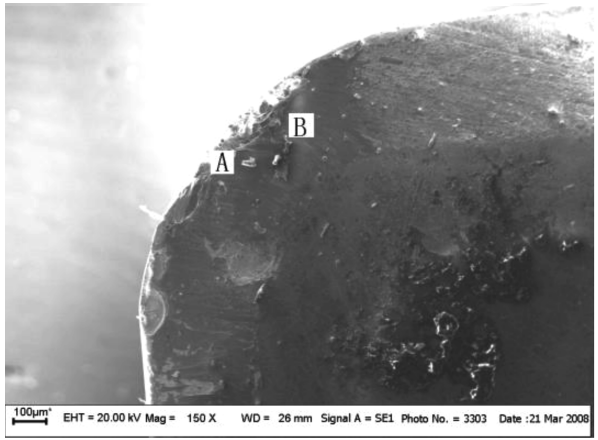


图 6-18 车刀前刀面的显微照片

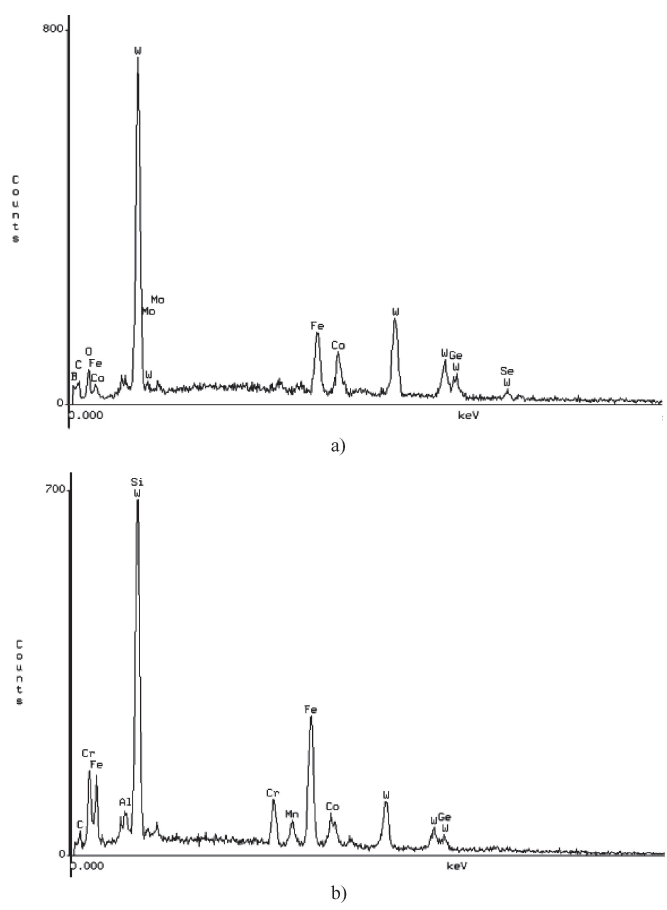


图 6-19 能谱分析结果
a) A 区能谱分析结果 b) B 区能谱分析结果

6.4.2 车刀后刀面磨损机理

图 6-20 所示为切削速度 $v = 27\text{m/min}$ 时车刀后刀面的磨损形态。A、B 区能谱分析结果分别见图 6-20b 和图 6-21a，可以看到区域中含有 Cr、Mn、Mo、Ni、Al、Fe 等工件中的元素，这表明后刀面上粘附着切屑；C 区能谱分析结果见图 6-21b，Co、W 等元素都是刀具中的元素，磨损后后刀面内的材料裸露。这说明在低速车

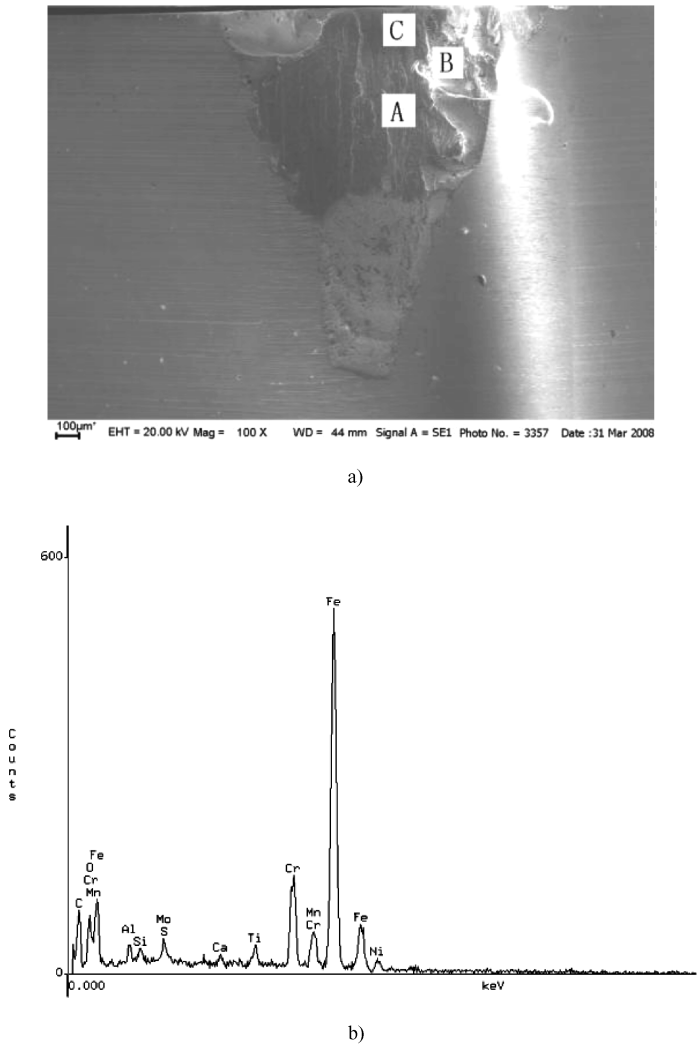


图 6-20 车刀后刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果
a) 车刀后刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

削时，后刀面的磨损形式是以粘结磨损为主。

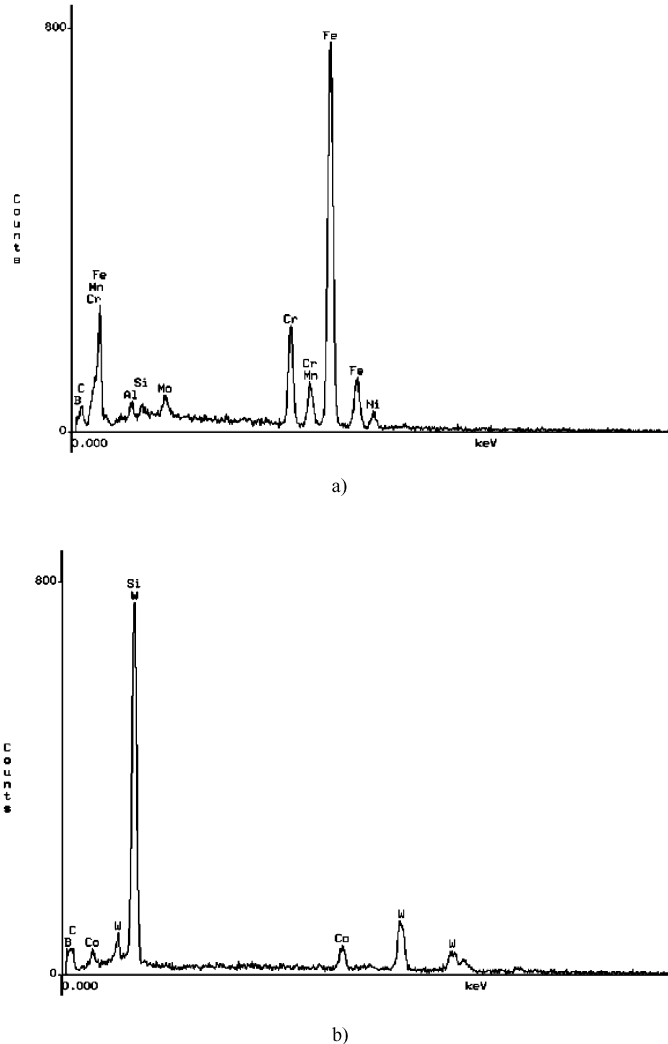
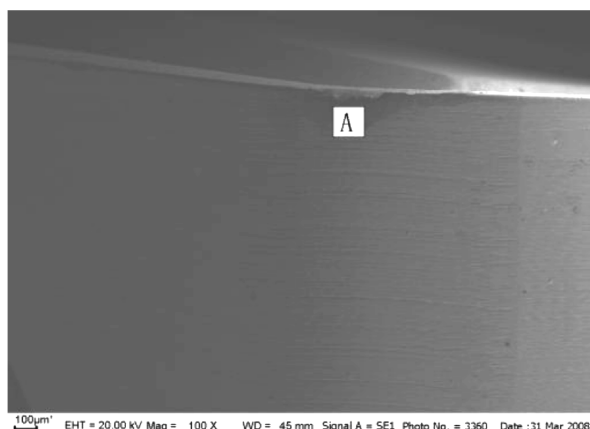


图 6-21 能谱分析结果

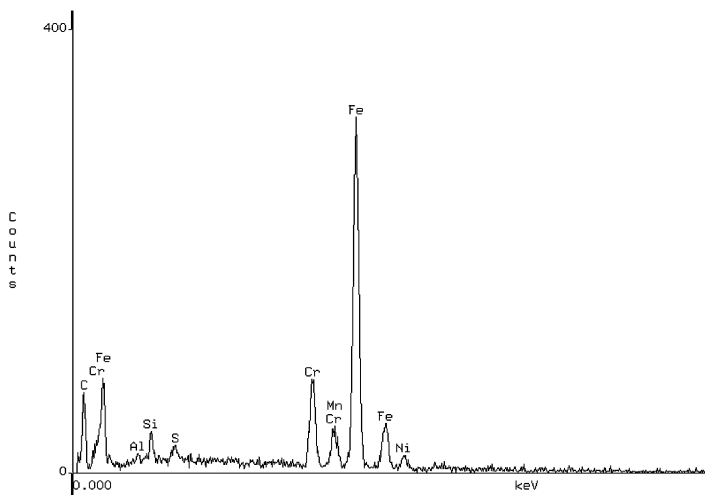
a) B 区能谱分析结果 b) C 区能谱分析结果

当切削速度增至 $v = 36\text{m/min}$ 时车刀后刀面的磨损形态见图 6-22a。A 区材料的元素见图 6-22b，从图中可以看到 Cr、Mn、Ni、Al、Fe、S、C 等工件中的元素和杂质，这表明是切屑粘结后刀面脱落后留下的，同时，从显微照片上看，后刀面上并没有明显的切屑粘附；另外，磨损处有刮痕，这是由于工件材料中有少量的 TiN 杂质和沉淀相（NiAl）等硬质点随切屑流动而造成的。这说明，在上述切削速度

下，后刀面的磨损形式以粘结磨损为主，伴有磨粒磨损。



a)



b)

图 6-22 车刀后刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果

a) 车刀后刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

切削速度增加到 $v = 47\text{m/min}$ 时车刀后刀面的磨损形态见图 6-23。A 区材料的元素见图 6-24a，从图中可以看到 Cr、Mn、Ni、Al、Fe、S、C 等工件中的元素和杂质，这表明切屑粘结在后刀面上，虽脱落仍留有少量残余。同时，从显微照片上看，后刀面上并没有明显的切屑粘附；另外，从图 6-24b 上看，B 区既有工件中的元素 Cr、Fe、Si，也有刀具中的元素 W。由于工件材料中有少量的 TiN 杂质和沉淀相 (NiAl) 等硬质点，使后刀面上有一些沟槽。这说明，在上述切削速度下，后

刀面的磨损形式有粘结磨损、磨粒磨损和扩散磨损三种形式。

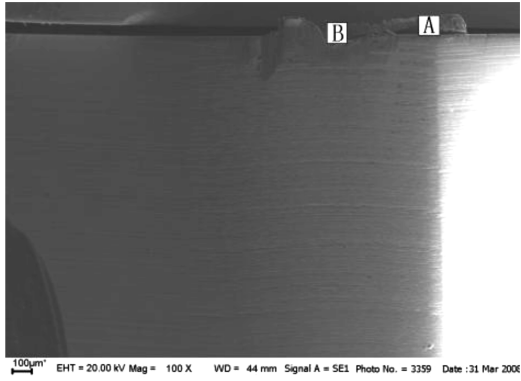


图 6-23 车刀后刀面的显微照片

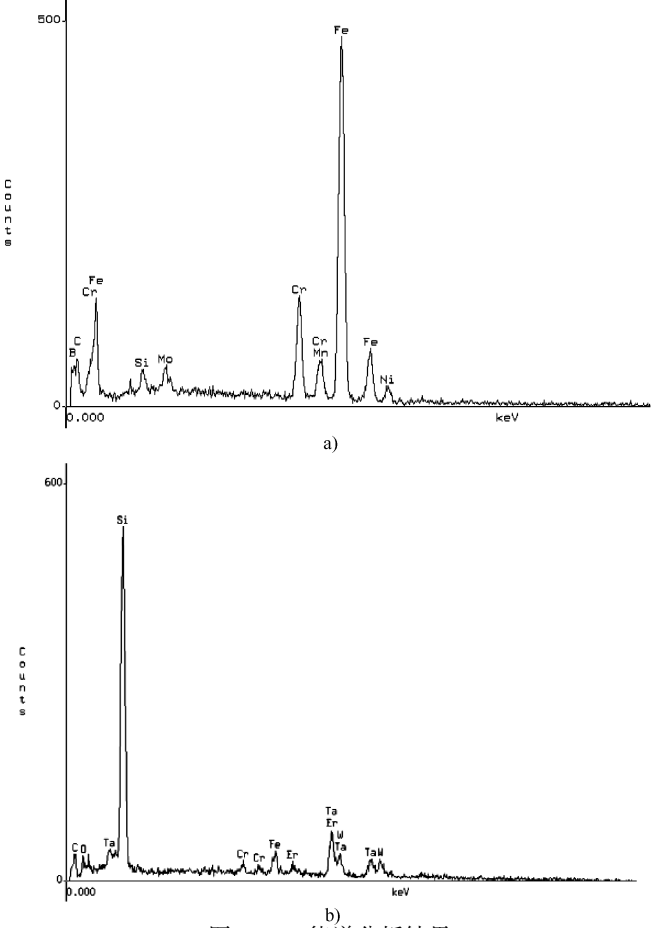
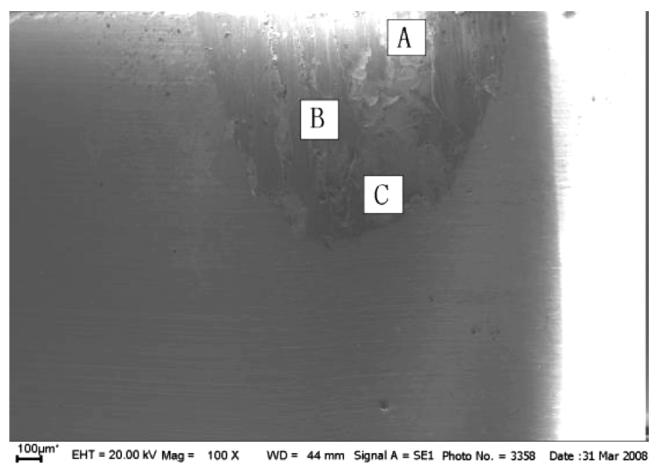
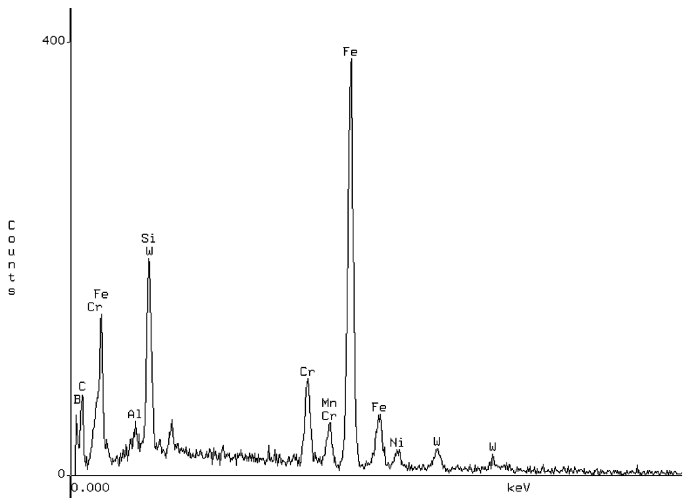


图 6-24 能谱分析结果
a) A 区能谱分析结果 b) B 区能谱分析结果

当切削速度增大到 $v = 62\text{m/min}$ 时，车刀后刀面的磨损形态见图 6-25a。由图 6-25b、图 6-26a 可见有 Cr、Mn、Ni、Al、Fe、C 等工件中的元素和杂质，其中也含有刀具中的 W 元素；再由图 6-26b 可见，既有刀具中的 W、Co 元素，也有工件中的 Cr、Fe 和 C 元素；从磨损形貌上看，后刀面上有刮痕存在。因此，随切削速度的增大，切削区的温度提高，后刀面的磨损形式有扩散磨损、粘结磨损和磨粒磨损。



a)



b)

图 6-25 车刀后刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果
a) 车刀后刀面的显微照片 b) A 区能谱分析结果

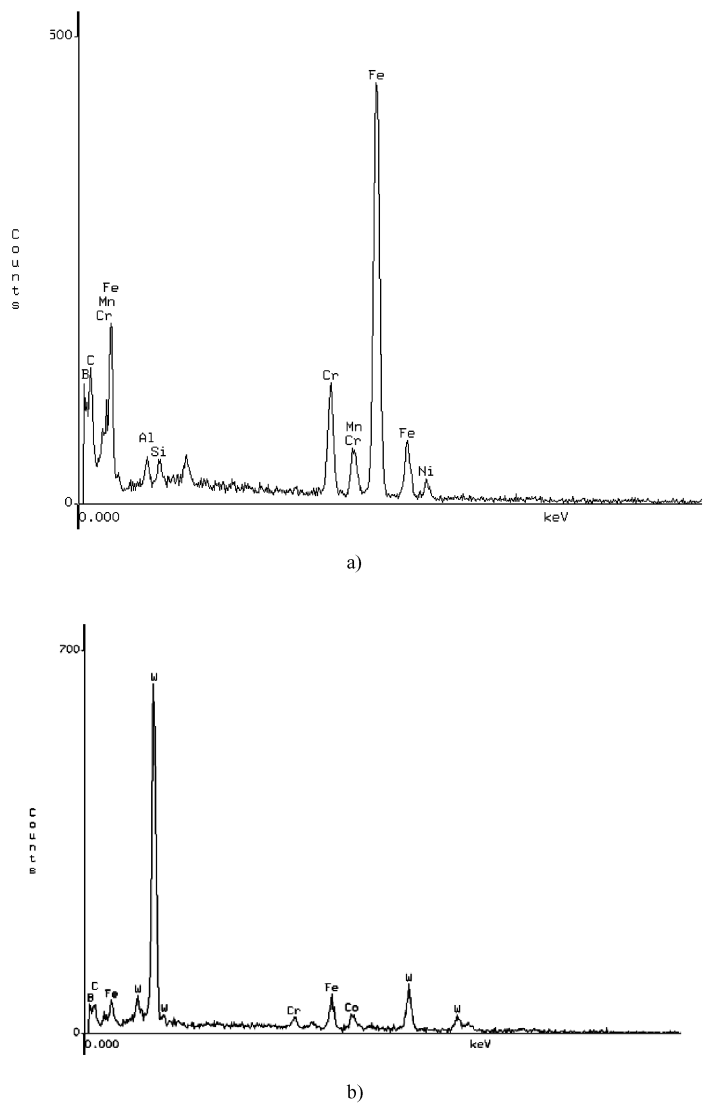


图 6-26 能谱分析结果
a) B 区能谱分析结果 b) C 区能谱分析结果

所以，在低速车削时，刀具后刀面以粘结磨损为主。随着切削速度的提高，刀具的磨损形式以扩散磨损、粘结磨损为主，伴有磨粒磨损。

6.5 铣刀磨损机理

铣刀刀片选用 YG8 材料, 在固定铣削深度 $a_p = 0.4\text{mm}$ 、进给量 $f = 0.1\text{mm/r}$ 两个切削参数的条件下, 选用几种不同的切削速度, 进行铣刀的磨损实验。

6.5.1 铣刀前刀面磨损机理

当铣削速度 $v = 30\text{m/min}$ 时, 铣刀前刀面的磨损形态见图 6-27。从图中可以看出, 前刀面有月牙洼。A 区材料的元素见图 6-28a, Co、W 等元素基本是 YT5 材料中的。B 区材料的元素见图 6-28b, 可以看到 Cr、Mn、Al、Fe、S、C、Si 等工件中的元素和杂质。这表明切屑粘结在前刀面上, 切屑流动带走刀具中的元素, 造成刀具磨损。所以, 以上述切削速度切削时, 刀具的磨损以粘结磨损为主。

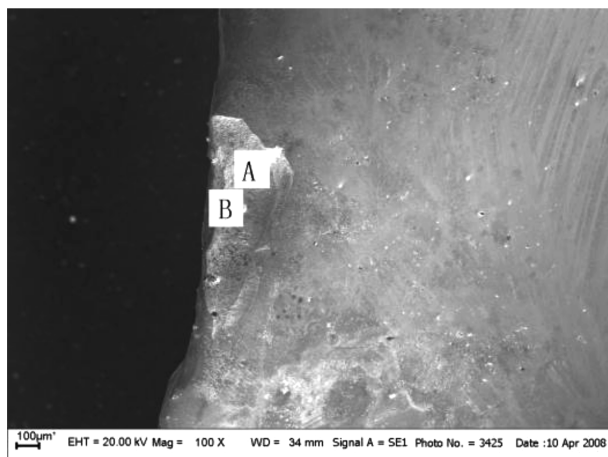


图 6-27 铣刀前刀面的显微照片

当铣削速度 $v = 40\text{m/min}$ 时, 铣刀前刀面是月牙洼磨损形态, 见图 6-29a。由图 6-29b 可以看出 Co、W 等刀具 YT5 材料中的元素, 另外还有少许 Cr、Mn、Fe、S、C、Si 等工件中的元素和杂质。所以, 以上述切削速度切削时, 表明有少许的切屑粘附在前刀面上, 粘结磨损是刀具磨损的主要原因。另外, 前刀面有明显的沟

槽,说明前刀面有磨粒磨损,这是由于工件材料中的沉淀相(NiAl)和其中硬度较高的TiN与前刀面摩擦而导致的。

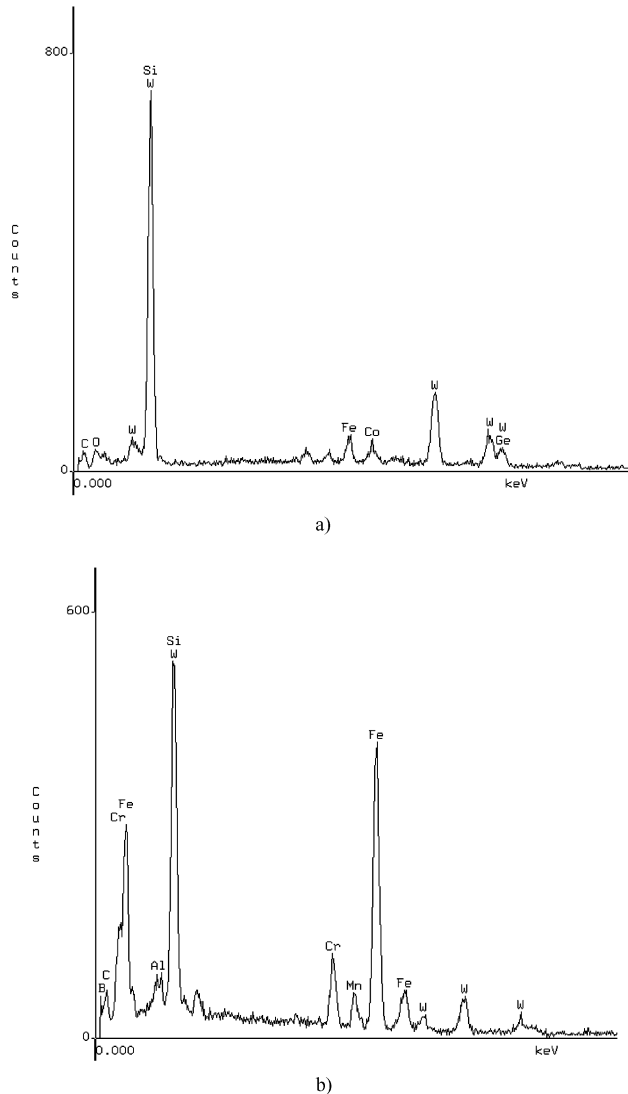
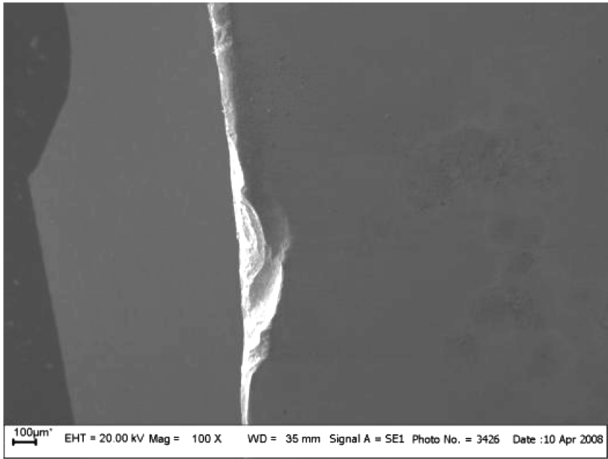


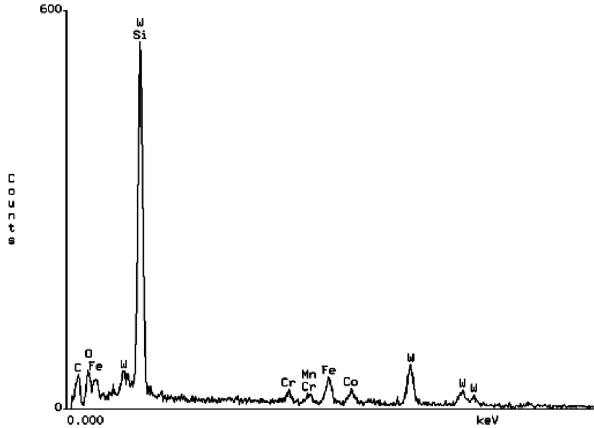
图 6-28 能谱分析结果

a) A 区能谱分析结果 b) B 区能谱分析结果

当铣削速度提高到 $v = 50\text{m/min}$ 时,铣刀前刀面磨损形态见图 6-30a,刀具的前刀面破损严重。这是由于随着切削速度的提高,切削温度也相应地提高至约 320°C ,工件材料的应变硬化和断续切削冲击力增大,造成刀具轻微崩刃;同时,



a)

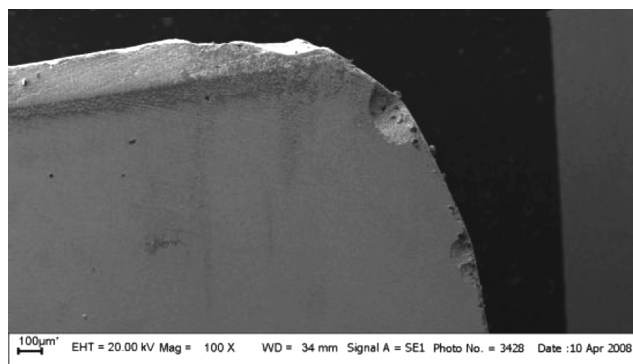


b)

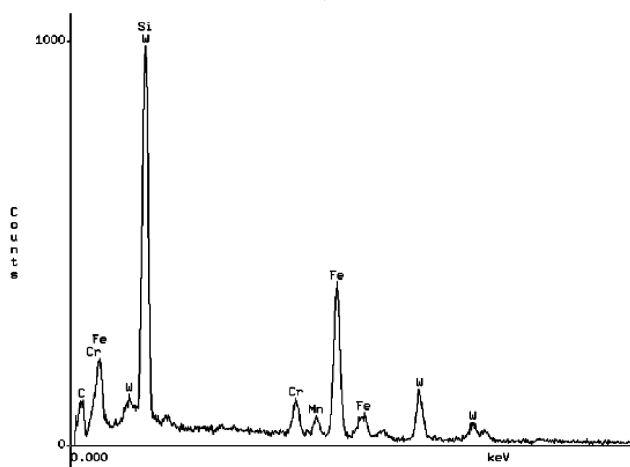
图 6-29 铣刀前刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果
a) 铣刀前刀面的显微照片 b) 能谱分析结果

由于工件材料粘结（见图 6-30b），使刀具与材料的摩擦力增大。所以，此时刀具以破碎形式失效，伴有磨粒磨损。

总之，在低速铣削工件时，铣刀前刀面是月牙洼的磨损形态，以粘结磨损为主；随着铣削速度的提高，刀具前刀面的粘结磨损减轻，伴有磨粒磨损；当铣削速度的进一步提高时，刀具有微小的崩刃，磨粒磨损也在增大。



a)



b)

图 6-30 铣刀前刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果

a) 铣刀前刀面的显微照片 b) 能谱分析结果

6.5.2 铣刀后刀面磨损机理

当铣削速度 $v = 40\text{m/min}$ 时，铣刀后刀面磨损形态见图 6-31。由图 6-32a 可以看出有 Cr、Mn、Ni、Al、Fe、Si 等工件中的元素粘结在刀具的后刀面上，深的凹坑通过能谱分析得知仍然是刀具基体的材料 W、Co 元素，见图 6-32b。这表明刀

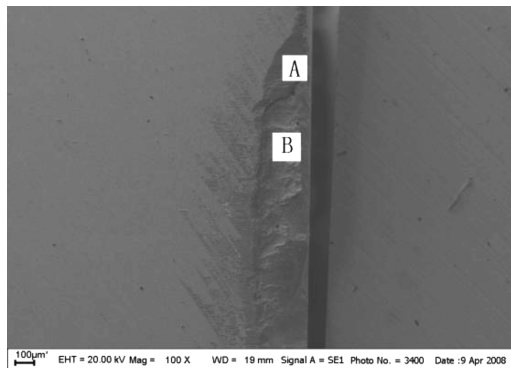


图 6-31 铣刀后刀面的显微照片

具磨损以粘结磨损形式为主。

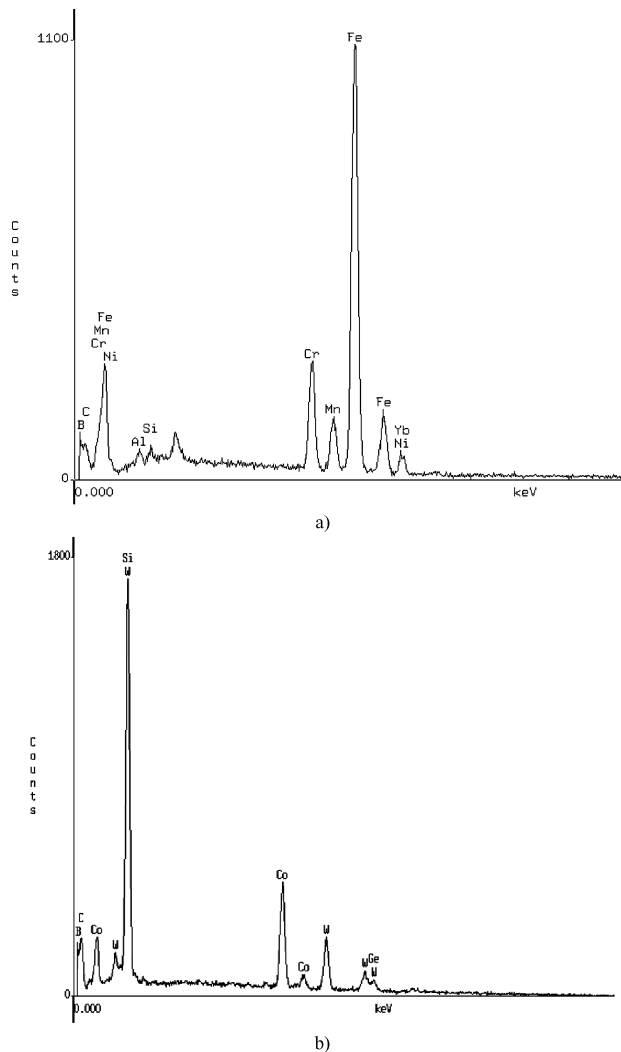
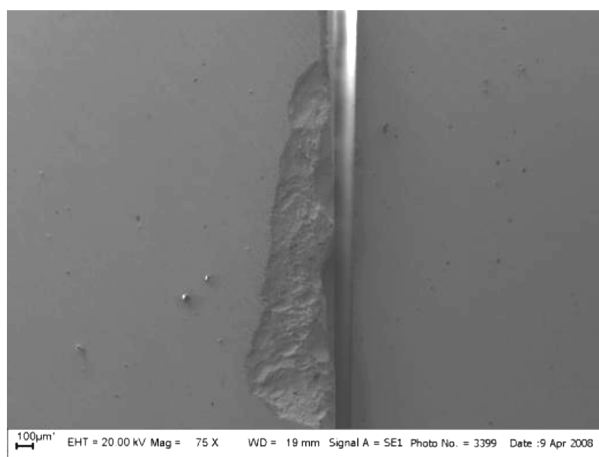


图 6-32 能谱分析结果

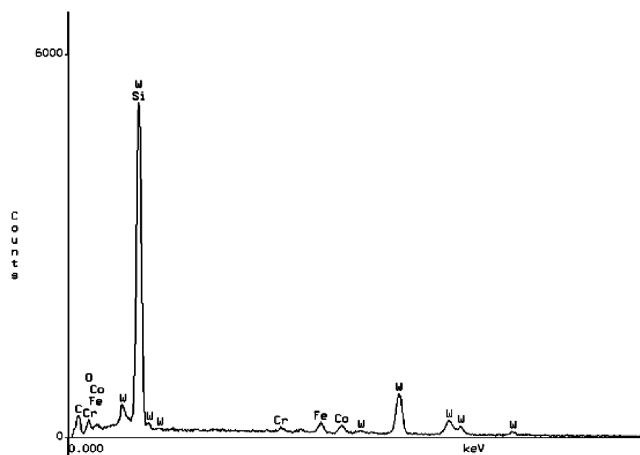
a) A 区能谱分析结果 b) B 区能谱分析结果

当铣削速度增至 $v = 40\text{m/min}$ 时, 铣刀后刀面磨损形态见图 6-33a。由图 6-33b 可以看出, 刀具后刀面磨损区域以 Co、W 等 YT5 材料中的元素为主, 另外还有少许 Cr、Mn、Fe 等工件中的元素和杂质。所以, 以上述切削速度铣削时, 有少许的切屑粘附在后刀面上, 粘结磨损仍是刀具磨损的主要原因, 但粘结磨损较前面要轻微一些。另外, 后刀面上有明显的沟槽, 说明后刀面上有磨粒磨损, 这是由工件材

料中的沉淀相 (NiAl) 和其中硬度较高的 TiN 与后刀面摩擦产生的。



a)



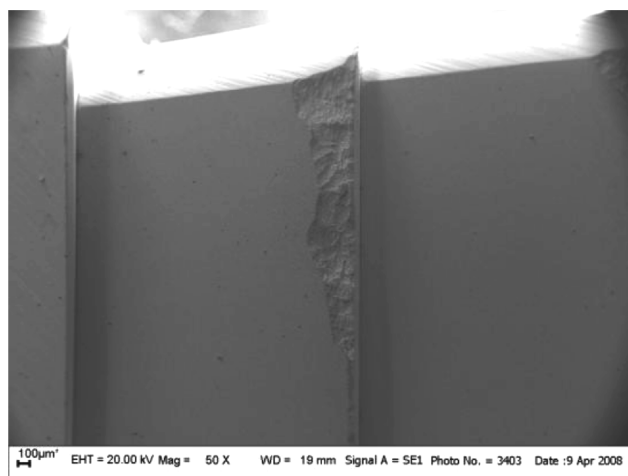
b)

图 6-33 铣刀后刀面的显微照片及能谱分析结果

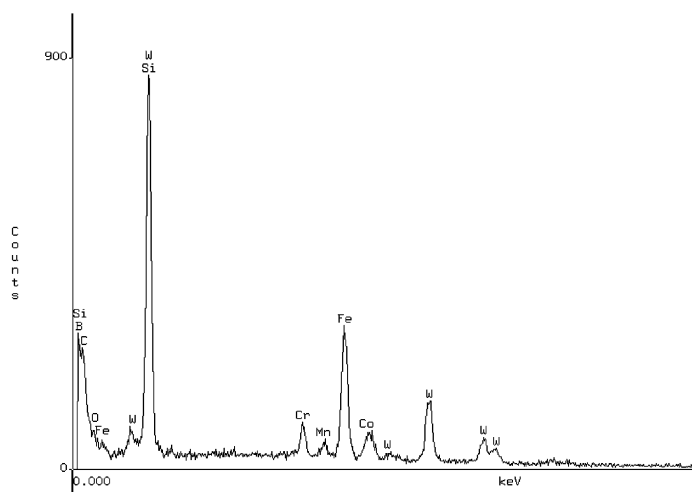
a) 铣刀后刀面的显微照片 b) 能谱分析结果

当铣削速度提高到 $v = 50\text{m/min}$ 时, 铣刀后刀面磨损形态见图 6-34a, 刀具的后刀面也随着后刀面的破损而脱落。这是由于随着铣削速度的提高, 铣削温度也在相应地提高, 工件材料的应变硬化和断续切削冲击力的增大, 造成刀具轻微崩刃。后刀面又与已加工面挤压, 使刀具与材料的摩擦力增大, 结果使工件材料粘结在后

刀面上，见图 6-34b。所以，刀具是以崩刃形式失效。



a)



b)

图 6-34 铣刀后刀面的显微照片及 A 区能谱分析结果

a) 铣刀后刀面的显微照片 b) 能谱分析结果

综上所述，在低速铣削工件时，铣刀后刀面以粘结磨损为主；随着铣削速度的提高，刀具后刀面的粘结磨损减轻，伴有磨粒磨损；当铣削速度进一步提高时，后刀面随切削刃微小的崩刃而剥落，磨粒磨损成为刀具的主要磨损形式。

第 7 章



工件表面完整性

7.1 概述

工件表面完整性是指工件加工后的表面纹理和表面冶金质量，又称表面层质量。本研究根据加工过程对工件材料主要技术性能的影响选择并控制加工过程，从而使工件达到符合要求的表面完整性。表面粗糙度是衡量加工表面完整性的一项重要技术指标，如何获得较低的表面粗糙度是制造业研究的内容之一；表面层的加工硬化和显微组织也是研究者关注的加工表面完整性的项目。

本研究通过对沉淀硬化不锈钢的车削、铣削实验，在分析已加工表面层加工硬化变化规律的基础上，讨论切削用量对表面特征值——表面粗糙度的影响；分析加工表面硬化、微观金相组织的变化规律；研究切削用量对已加工面硬化层、硬化程度的影响；为建立和完善切削加工工艺设计理论、指导难加工材料切削加工的生产实践，提供相关的理论依据与实验基础。

7.2 工件表面完整性研究所用设备与仪器

工件表面完整性研究所用设备与第 6 章相同。测试仪器有：

表面粗糙度测试仪：2205 型。

显微硬度计：FM - 700 型。

显微镜：OLYMPUS GX71。

7.3 车削沉淀硬化不锈钢的表面粗糙度变化规律研究

采用干切削、纵向切削方式。

1. 表面粗糙度的经验公式

表面粗糙度经验公式能较好地反映切削过程中各因素对加工表面的影响规律，计算结果也更接近实验数值，因此应用广泛。这里主要研究切削用量对表面粗糙度的影响，同时也考察刀尖半径在加工中的影响，所以给出的表面粗糙度经验公式形式为

$$Ra = C_{Ra} a_p^{a_{pRa}} f^{f_{Ra}} v^{v_{Ra}} r^{r_{Ra}} \tag{7-1}$$

式中， C_{Ra} 是系数； a_{pRa} 、 f_{Ra} 、 v_{Ra} 、 r_{Ra} 分别是切削深度 a_p 、进给量 f 、切削速度 v 和刀尖半径 r 的指数。

2. 确定因子的变化范围

根据生产现场采集和技术人员提供的数据，选定的切削用量各数据见表 7-1。给切削深度、进给量、切削速度等三个因素选取四个水平，刀尖半径选取两个水平。为了更快捷地处理实验数据，这里针对正交实验数据处理过程，自编程序进行了各阶段的辅助设计，界面见图 7-1a 和图 7-1b。

表 7-1 四因素实验水平的选取

水平 序 号	1	2	3	4
切削深度 a_p/mm	0.30	0.35	0.40	0.46
进给量 $f/(\text{mm}/\text{r})$	0.26	0.30	0.36	0.45
切削速度 $v/(\text{m}/\text{min})$	20.4	27.1	35.8	47.1
刀尖半径 r/mm	0.4	0.8	—	—

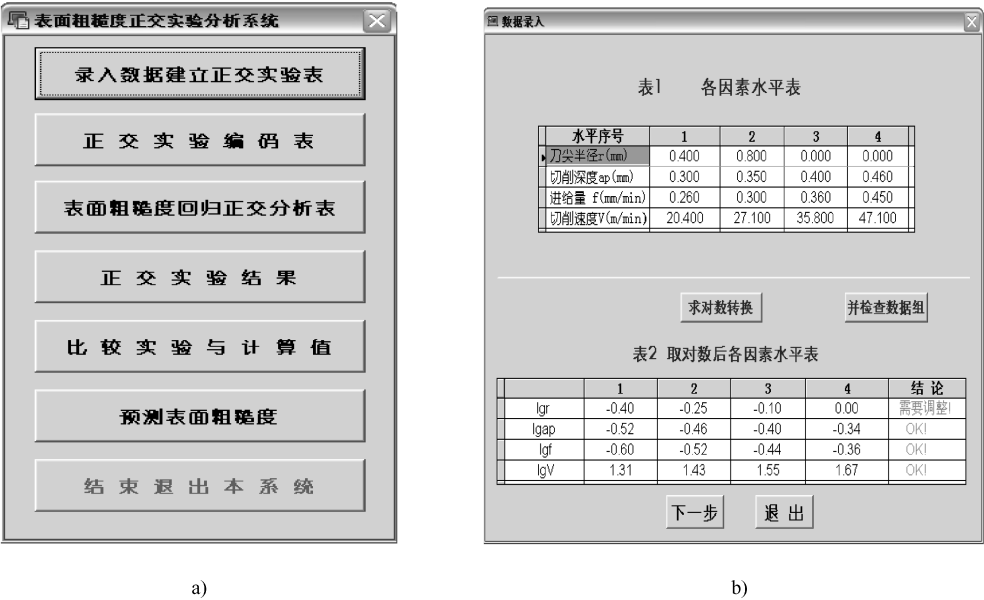
3. 各因子的水平编码

分别通过线性变换

$$Z_1 = (\lg a_p + 0.43)/0.03 \tag{7-2}$$

$$Z_2 = (\lg f + 0.48)/0.04 \tag{7-3}$$

$$Z_3 = (\lg v - 1.49)/0.06 \tag{7-4}$$



a)

b)

图 7-1 程序界面与水平因素
a) 程序界面 b) 水平因素

$$Z_4 = (lgr + 0.25)/0.15$$

(7-5)

可以得到四个因素取对数后的编码。程序通过计算可以得到各因素的零水平、区间值以及各水平的编码表，见图 7-2a。



a)

图 7-2 各水平编码表与正交实验表
a) 各水平编码表



a)



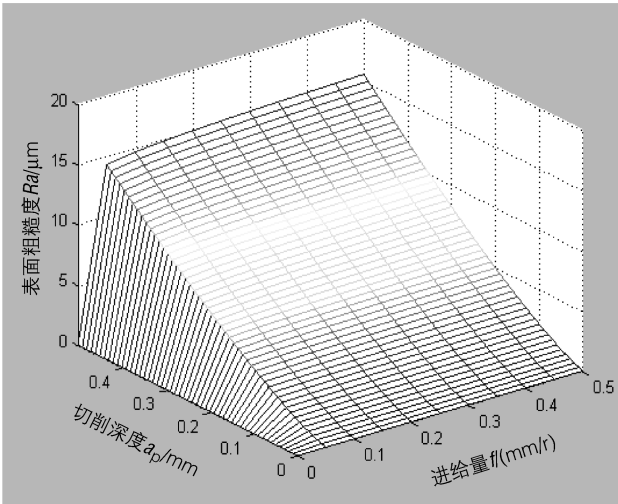
b)

图 7-3 方差分析结果及表面粗糙度的测试值与计算值

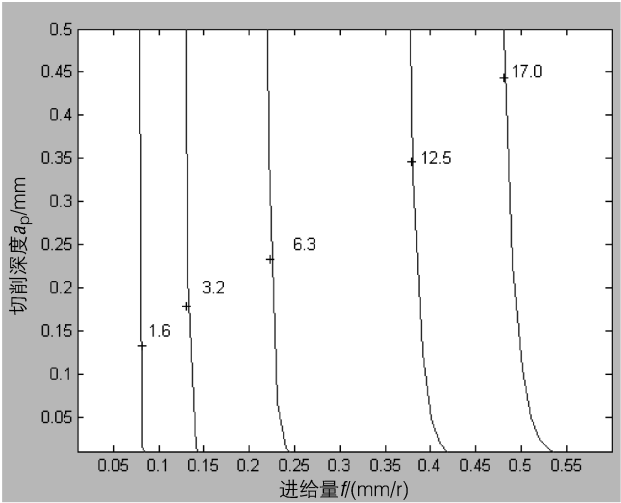
a) 方差分析及其各因素显著性 b) 表面粗糙度的测试值与计算值

取切削速度 $v = 27\text{m/min}$ ，刀尖半径 $r = 0.4\text{mm}$ 时，加工表面的表面粗糙度与切削深度、进给量的特征曲面和等值线图分别见图 7-4a、b。降低进给量可以获得表面粗糙度低的加工表面，而切削深度影响不明显。

取切削深度 $a_p = 0.4\text{mm}$ ，进给量 $f = 0.2\text{mm/r}$ ，加工表面的表面粗糙度与切削速度、刀尖半径的特征曲面和等值线图分别见图 7-5a、b。从图中可以看出，增大切削速度和选用较大的刀尖半径都可以获得表面粗糙度低的加工表面。因此，在机床、工艺系统刚性较好的条件下，可以选用稍大的刀尖半径和较大的切削速度，使工件得到较低的表面粗糙度。

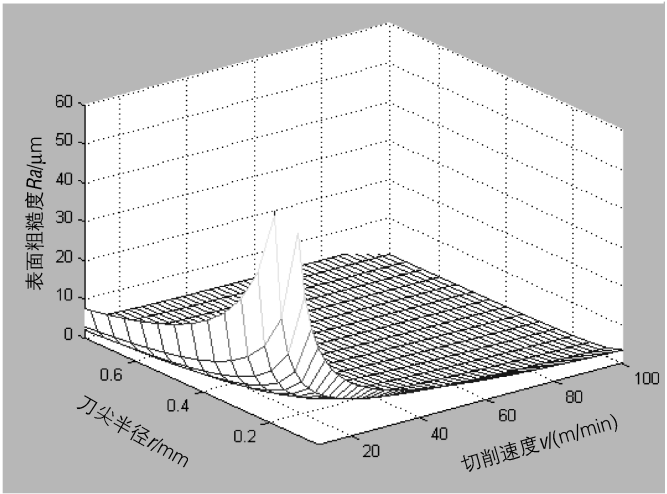


a)

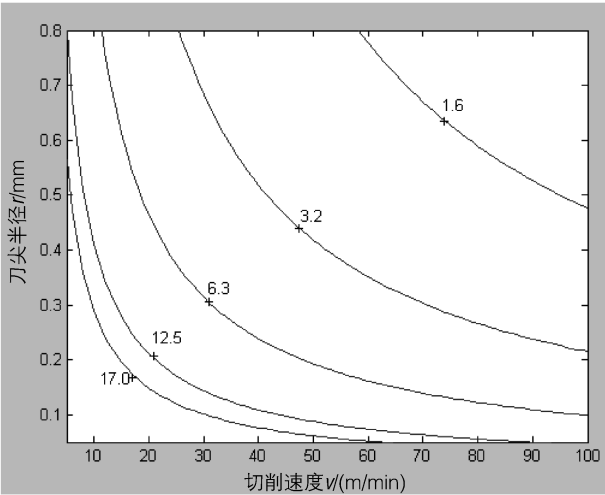


b)

图 7-4 表面粗糙度与切削深度、进给量的特征曲面与等值线图
a) 特征曲面 b) 等值线图



a)



b)

图 7-5 表面粗糙度与切削速度、刀尖半径的特征曲面与等值线图
a) 特征曲面 b) 等值线图

7.4 工件在车削时加工硬化的变化规律

在切削过程中,金属材料在刀具的前刀面、后刀面的作用下发生塑性变形时,工件已加工表面的硬度和强度特性有所提高,产生加工硬化现象。工件表层、次表层的组织状态对材料的疲劳特性和进一步加工具有显著影响,影响情况常用加工硬化层深度和加工硬化程度来衡量。影响加工硬化的因素一般有刀具材料及其几何角度、切削用量、工件材料等。这里针对沉淀硬化不锈钢,考察切削用量中的切削速度在切削过程中对工件表面加工硬化的影响规律,并同时研究工件表层、次表层的金相组织的变化情况。

分别选用进给量 $f=0.1\text{mm/r}$ 、 0.2mm/r 和 0.3mm/r , 固定切削深度 $a_p=0.4\text{mm}$, 在切削速度 $v=15\sim90\text{m/min}$ 范围内切削试件。切削完毕后,对每一种进给量,分别采用 5 种不同切削速度加工切削后的样件检测显微硬度,压痕见图 7-6。

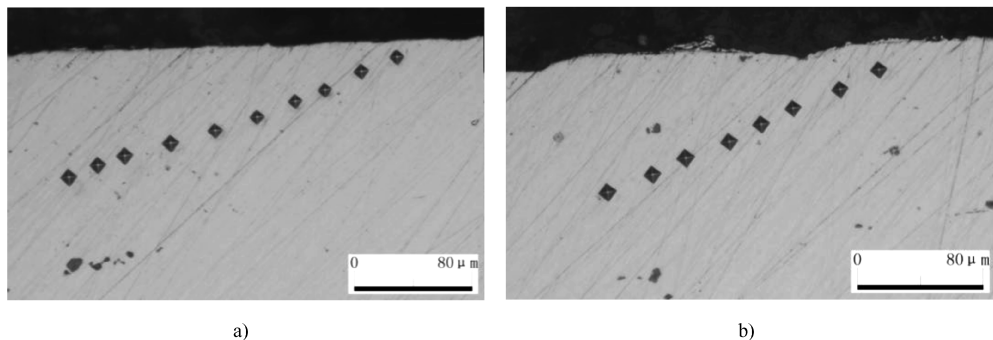


图 7-6 显微硬度的压痕
a) 1 号试件 b) 2 号试件

图 7-7 所示为 1 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看,1 号试件的显微硬度在表层下 0.05mm 内有明显的变化,即由靠近表层附近的 345HV ,下降到距表面 0.05mm 深度附近的 300HV ,基本接近心部原始组织硬度 305HV 。试件 1 的显微硬度测量值表明,在切削速度 $v=35\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.1\text{mm/r}$ 以及切削深度 $a_p=0.4\text{mm}$ 的条件下,硬化层深度约 0.05mm ,加工硬化程度约 15%。图 7-8a 是 1 号试件纵向金相组织的显微照片,在表层下有 $5\mu\text{m}$ 的明显塑性变形区,这一层常

称为非晶质层。这是因为切削刃钝圆半径使得刀具材料在切削厚度上有一薄层残留下来，之后这一部分又受刃口钝圆挤压，产生弹塑性变形，留在了已加工表面，接着又受后刀面的挤压和摩擦而产生塑性变形。次表层的塑性变形层马氏体和其它组织受切削力的作用被拉长，呈流线分布（见图 7-8b），这样就使材料的晶粒产生位错；另外，材料在挤压力 and 摩擦力的作用下，有轻微的晶界位错，这样就产生了晶粒强化、晶界强化，使次表面产生硬化效果。

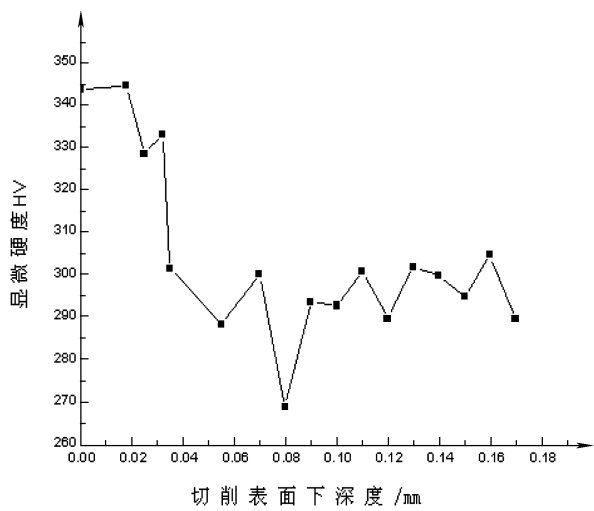


图 7-7 1 号试件次表层显微硬度变化曲线

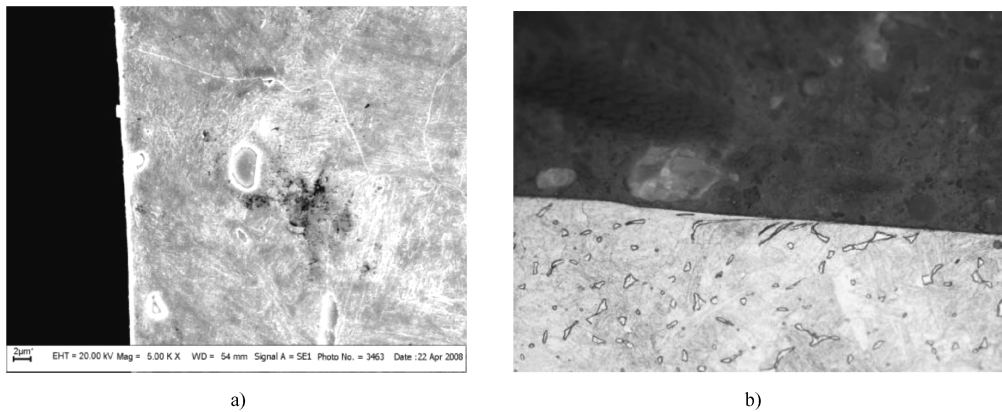


图 7-8 1 号试件横向和纵向金相组织显微照片

a) 1 号试件横向金相组织显微照片 b) 1 号试件纵向金相组织显微照片

图 7-9 所示为 2 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看, 2 号试件的显微硬度在表层下 0.04mm 内有明显的变化, 即由靠近表层附近的 332HV, 下降到距表面 0.04mm 深度附近的 300HV, 基本接近心部原始组织硬度 305HV。2 号试件的显微硬度测量值表明, 在切削速度 $v = 50\text{m/min}$ 、进给量 $f = 0.1\text{mm/r}$ 以及切削深度 $a_p = 0.4\text{mm}$ 的条件下, 硬化层深度约 0.04mm, 加工硬化程度约 11%。图 7-10a 是 2 号试件纵向金相组织的显微照片, 非晶质层深 $3\mu\text{m}$ 。次表面组织的流线分布形式更明显, 见图 7-10b。由于切削速度增大, 作用在已加工表面的挤压及摩擦时间缩

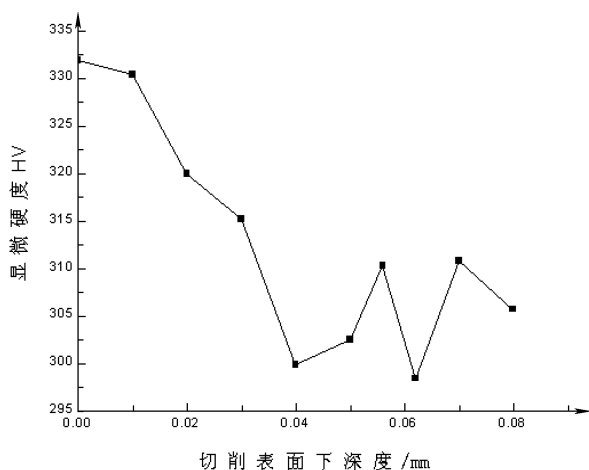


图 7-9 2 号试件次表层显微硬度变化曲线

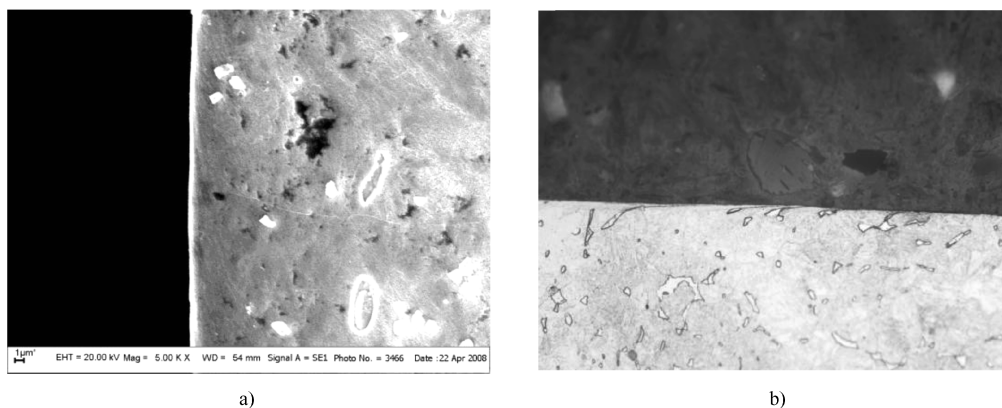


图 7-10 2 号试件横向与纵向金相组织显微照片

a) 2 号试件横向金相组织显微照片 b) 2 号试件纵向金相组织显微照片

短,使晶粒位错减轻,晶界变化不大,从而晶粒强化、晶界强化效果比1号试件稍小,加工硬化层也稍浅。

图7-11所示为3号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看,3号试件的显微硬度在表层下0.025mm内有明显的变化,即由靠近表层附近的330HV,下降到距表面0.025mm深度附近的300HV,基本接近心部原始组织硬度305HV。3号试件的显微硬度测量值表明,在切削速度 $v=60\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.1\text{mm/r}$ 以及切削深度 $a_p=0.4\text{mm}$ 的条件下,硬化层深度约0.025mm,加工硬化程度约10%。随着切削速度不断增加,非晶质层深降低到 $1.5\mu\text{m}$,图7-12a是3号试件纵向金相组织的显微照片。由于切削刃对已加工表面的挤压、摩擦减缓,使晶粒位错、晶界变化进一步减弱,见图7-12b。晶粒强化、晶界强化效果不明显,加工硬化层也变浅。

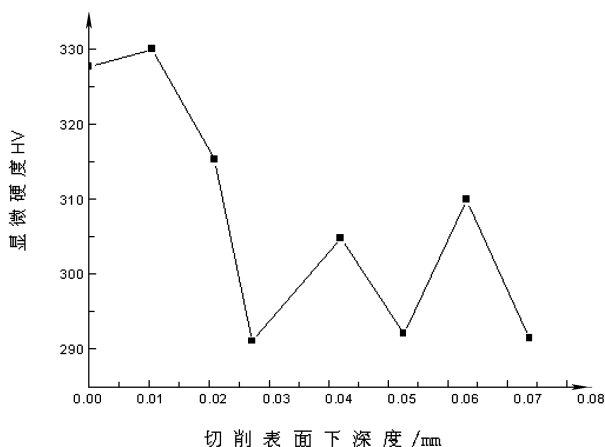


图7-11 3号试件次表层显微硬度变化曲线

图7-13所示为4号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看,4号试件的显微硬度在表层下0.035mm内有明显的变化,即由靠近表层附近的350HV,下降到距表面0.035mm深度附近的290HV,基本接近心部原始组织硬度305HV。4号试件的显微硬度测量值表明,在切削速度 $v=84\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.1\text{mm/r}$ 以及切削深度 $a_p=0.4\text{mm}$ 的条件下,硬化层深度约0.04mm,加工硬化程度约12%。随着切削速度继续提高,切削区平均温度约 470°C ,第一切削区材料的应变、应力增大。图7-14a是4号试件纵向金相组织的显微照片,图7-14b是横向金相组织显微

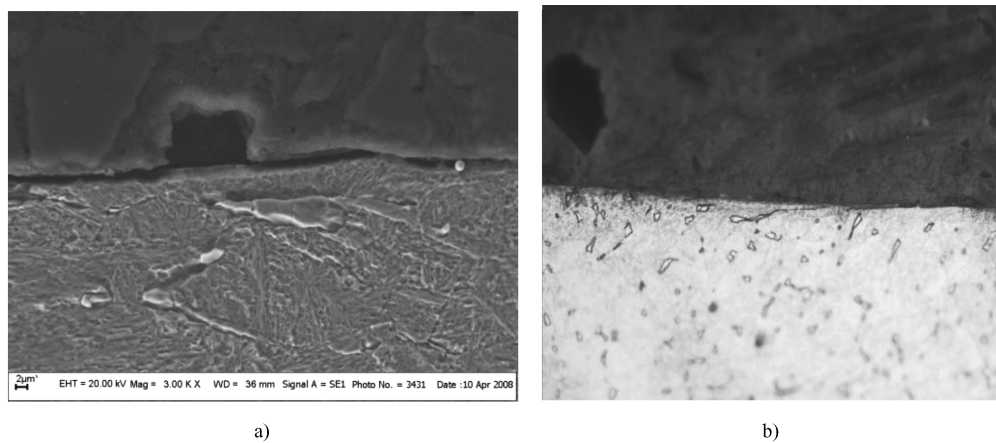


图 7-12 3 号试件横向与纵向金相组织显微照片
a) 3 号试件横向金相组织显微照片 b) 3 号试件纵向金相组织显微照片

照片。一方面非晶质层深增大至 $3\mu\text{m}$ ，另一方面使已加工表面的塑性变形层晶粒的位错密度加大，晶界变形增大，晶粒强化、晶界强化效果使切削加工硬化层加深。

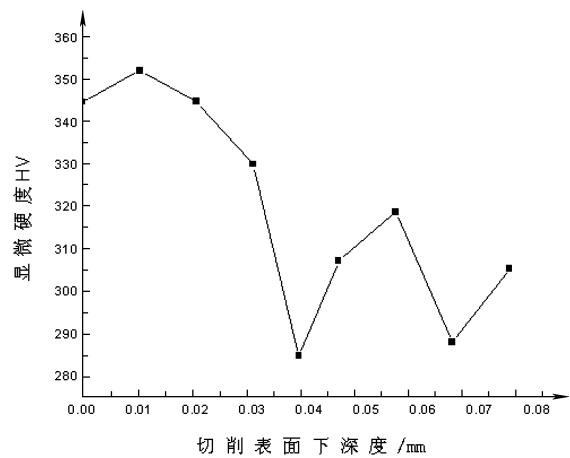


图 7-13 4 号试件次表层显微硬度变化曲线

致使加工硬化产生的原因是：切削时第一变形区的基体材料经过了弹性变形和塑性变形，晶粒伸长呈纤维状硬质增强颗粒，经弹性变形后开始破碎或被拔出基体。随后，在第三变形区，由于材料内层的弹性恢复，后刀面继续与已加工表面摩

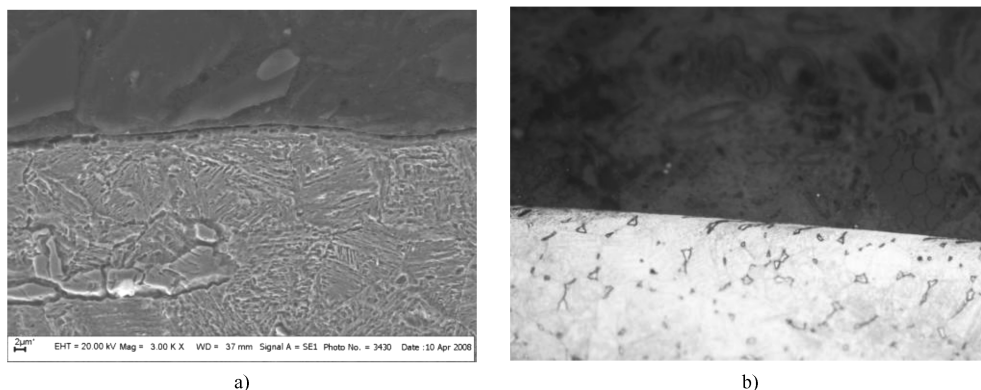


图 7-14 4 号试件横向与纵向金相组织显微照片

a) 4 号试件纵向金相组织显微照片 b) 4 号试件横向金相组织显微照片

擦，而使已加工表面再次发生塑性变形。

以较低的切削速度车削工件时，第二变形区的切屑变形较大，前刀面法向力也随之增大，使第三变形区刀具的后刀面与已加工表面的摩擦加剧，使得硬化层加深。随着切削速度的提高，加工硬化程度和深度逐渐降低，这是由于随着表面层塑性变形速度的提高，抗拉强度和结构材料屈服强度也有所提高，因此对切屑的变形影响不大。另外，积屑瘤随速度的提高逐渐变小，使得切削力变小，后刀面与已加工表面摩擦力减小。随着切削速度进一步提高，切削温度逐渐升高，从前面的材料动态性能可知，材料的应力、塑性变形也在变大，第一变形区的切削力增大，前刀面与切屑间的粘结-滑移摩擦加剧，前刀面的法向力增大，后刀面与已加工表面摩擦力增大，已加工表面的塑性变形加上与后刀具的摩擦再次发生塑性变形的综合影响，使得硬化层和硬化程度变大。

由图 7-15、图 7-16 可以看出切削速度对工件加工硬化深度、硬化程度以及切削温度的影响，硬化层深度 $h_c = f(v)$ 和硬化程度 $N = f'(v)$ 在最佳切削区中具有最小值的极值特性。对所有的进给量而言，随着切削速度的提高，加工硬化程度和深度的最小值大约相同，而且进给量越大对应的加工硬化最小值的切削速度越低，在最佳的刀具磨损程度和最佳切削速度范围内呈现最小的加工硬化深度和程度。

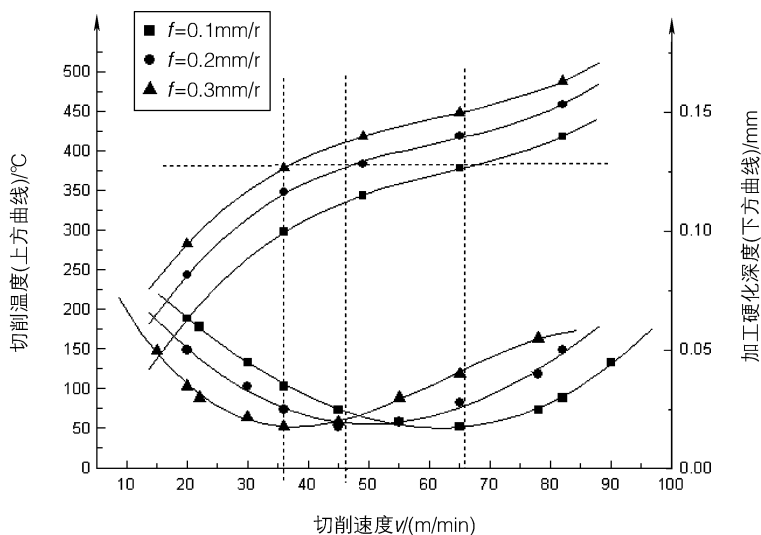


图 7-15 切削速度对工件加工硬化深度以及切削温度的影响

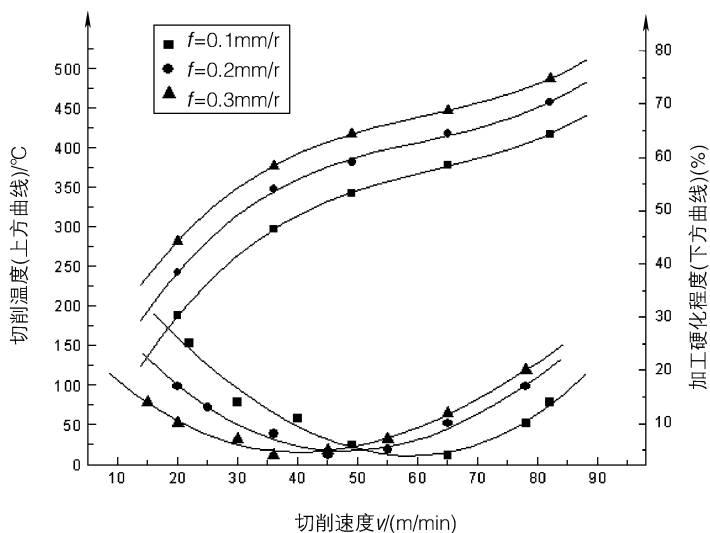


图 7-16 切削速度对工件加工硬化程度以及切削温度的影响

7.5 铣削沉淀硬化不锈钢表面粗糙度的研究

采用干铣削、端面铣削方式。

1. 表面粗糙度的经验公式

表面粗糙度经验公式能较好地反映铣削过程中各因素的影响规律，计算结果也

更接近实验数值，因此应用广泛。这里主要研究铣削用量对表面粗糙度的影响，同时也考察刀具尖角半径的影响，所以给出的表面粗糙度经验公式形式为

$$Ra = C_{Ra} \cdot a_p^{a_{pRa}} \cdot a_e^{a_{eRa}} \cdot f^{f_{Ra}} \cdot v^{v_{Ra}} \tag{7-7}$$

式中， C_{Ra} 是系数； a_{pRa} 、 a_{eRa} 、 f_{Ra} 、 v_{Ra} 分别是铣削深度、铣削宽度、进给量和铣削速度的指数。

2. 确定因子的变化范围

根据实际生产现场采集和技术人员提供的数据，选定的铣削用量各数据见表 7-2。铣削深度、铣削宽度、进给量、铣削速度四个因素分别选取三个水平。为了更快捷地处理实验数据，借助程序对数据进行了行处理。

表 7-2 四因素实验水平的选取

水平序号	1	2	3
切削深度 a_p/mm	3.0	3.9	5.1
切削宽度 a_e/mm	2.5	3.5	4.9
进给量 $f/(\text{mm}/\text{r})$	0.4	0.6	0.9
切削速度 $v/(\text{m}/\text{min})$	30	39	50.7

3. 对各因子的水平进行编码

分别通过线性变换：

$$Z_1 = (\lg a_p - 0.54)/0.14 \tag{7-8}$$

$$Z_2 = (\lg a_e - 0.59)/0.11 \tag{7-9}$$

$$Z_3 = (\lg f + 0.22)/0.18 \tag{7-10}$$

$$Z_4 = (\lg v - 1.59)/0.11 \tag{7-11}$$

可以得到四个因素取对数后的编码。程序通过计算可以得到各因素的零水平、区间值以及四水平的编码表，见图 7-17a。

4. 选择正交表

综合考虑，采用了 $L_9(3^4)$ 正交表，并以此表安排铣削实验。

5. 实验数据的获取

按铣削实验表中的方案进行铣削实验，通过表面粗糙度测试仪器，获取每组铣削用量加工后的表面粗糙度值，见图 7-17b。



图 7-17 编码表与测试数据及其处理结果
a) 编码表 b) 测试数据及其处理结果

6. 实验结果与分析

使用最小二乘法对实验数据进行统计处理后，得到表面粗糙度与铣削用量的线性回归模型：

$$Ra = 12.11892a_e^{0.69643}a_p^{0.81364}f^{0.64611}v^{-1.30273}$$
 (7-12)

运行结果见图 7-18。

经方差分析，表面粗糙度值模型在实验用铣削用量范围内是可以被接受的，方差分析及其各因素显著性分析结果见图 7-19。结果表明：铣削速度对表面粗糙度的影响最为显著，且由于它的因子是负值，所以它能起到降低加工表面粗糙度的作用；其次是进给量；再其次就是铣削宽度、铣削深度。另外，表面粗糙度的测试值



图 7-18 运行结果

与计算值的相对误差也在 10% 的允许范围内，见图 7-20。通过上述分析，表明回归方程与实测值拟合得较好。

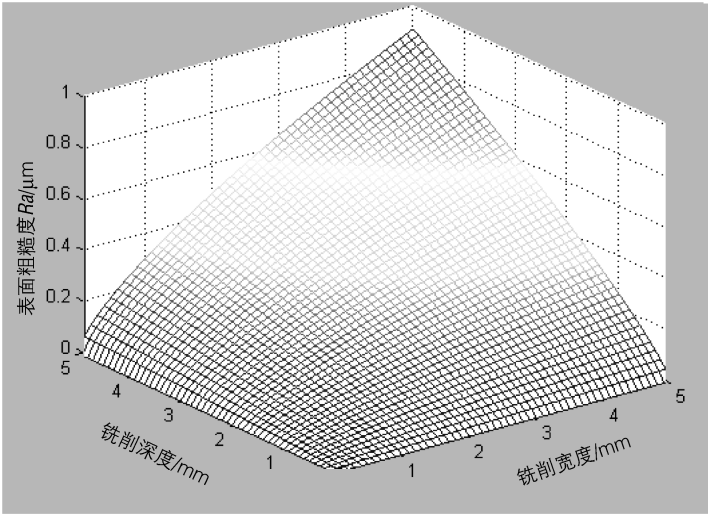


图 7-19 方差分析及其各因素显著性

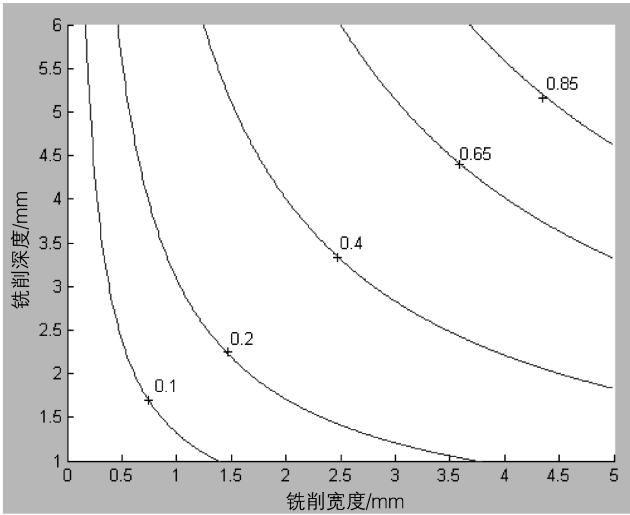


图 7-20 表面粗糙度的实验值与计算值

当铣削速度 $v = 30\text{m/min}$ 、进给量 $f = 0.4\text{mm/r}$ 时，加工表面的表面粗糙度与铣削深度和铣削宽度的特征曲面见图 7-21a，等值线见图 7-21b。降低铣削深度和铣削宽度中任意一个切削参数，都可以获得表面粗糙度低的加工表面。



a)



b)

图 7-21 表面粗糙度与铣削深度、铣削宽度的特征曲面与等值线图
a) 特征曲面 b) 等值线图

取铣削深度 $a_p = 4\text{mm}$ 、铣削宽度 $a_e = 3\text{mm}$ 时，则加工表面的表面粗糙度与切削速度、进给量的特征曲面见图 7-22a，特征值关系见图 7-22b。从图中可以看出，增大切削速度或降低进给量，都可以获得表面粗糙度低的加工表面。因此，在机床、工艺系统刚性较好的条件下，选用较小的进给量和较大的切削速度，就可以得到较低的表面粗糙度。

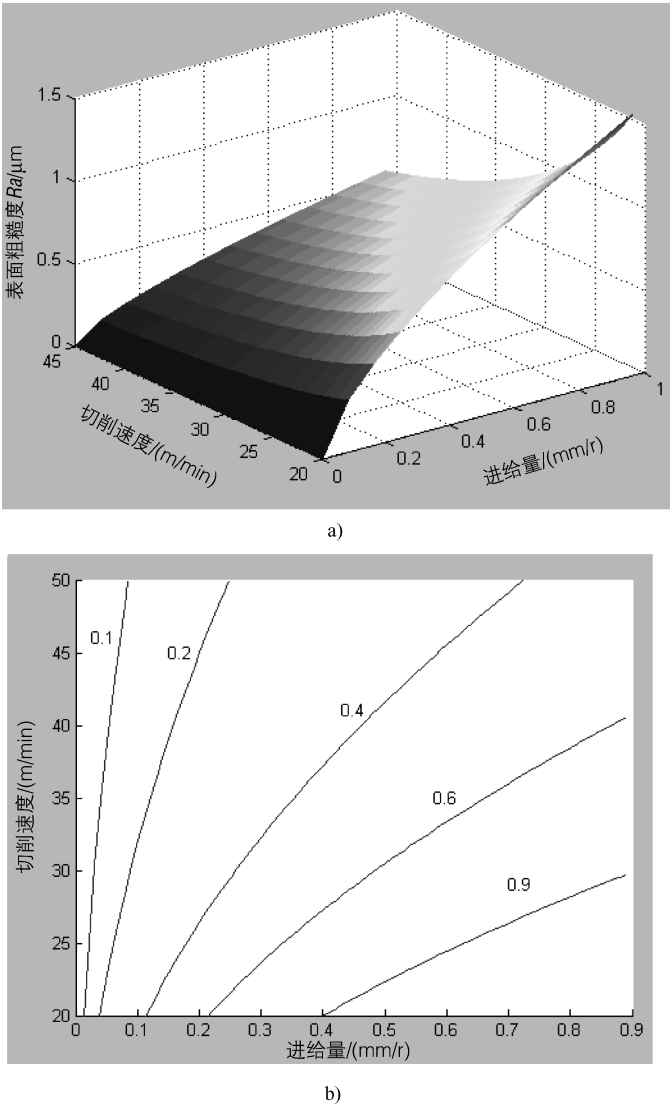


图 7-22 表面粗糙度与进给量、切削速度的特征曲面与等值线图
a) 特征曲面 b) 等值线图

另外，为更好地研究在铣削加工中沉淀硬化不锈钢表面粗糙度的情况，对所取样件的垂直平面也进行了检测。两相互垂直的平面铣削加工后的表面粗糙度见表 7-3。

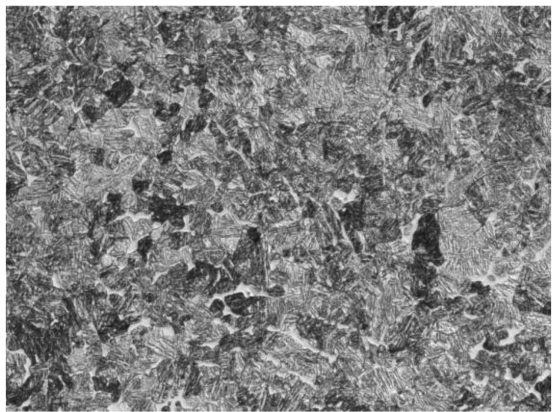
表 7-3 两相互垂直的平面铣削加工后的表面粗糙度

序号	切削宽度 a_e/mm	切削深度 a_p/mm	进给量 $f/(\text{mm/r})$	切削速度 $v/(\text{m/min})$	表面粗糙度 $Ra_1/\mu\text{m}$	表面粗糙度 Ra_2/mm
1	2.50	3.00	0.40	30.00	0.36	0.25
2	2.50	3.90	0.60	39.00	0.40	0.30
3	2.50	5.10	0.90	50.70	0.48	0.32
4	3.50	3.00	0.60	50.70	0.35	0.22
5	3.50	3.90	0.90	30.00	0.97	0.48
6	3.50	5.10	0.40	39.00	0.55	0.28
7	4.90	3.00	0.90	39.00	0.70	0.40
8	4.90	3.90	0.40	50.70	0.33	0.20
9	4.90	5.10	0.60	30.00	1.15	0.80

从表 7-3 中可以看出，即使铣削加工的铣削用量相同，铣削后两垂直平面的表面粗糙度还是有一定的差别。铣削后两垂直平面的金相组织见图 7-23，其中图 7-23a 所示为表面粗糙度值为 Ra_1 的加工面金相组织，图 7-23b 所示为表面粗糙度值为 Ra_2 的加工面金相组织。不难发现沿着铁素体延伸方向的铣削加工表面的表面粗糙度高于垂直于其方向的铣削加工表面的表面粗糙度，这是由于铁素体具有良好的塑性和延伸性。因此，在垂直铁素体延伸方向铣削加工易得到较低的表面粗糙度。以此类推，车削加工也能出现同样的现象，通过实践也证明了这一点。



a)



b)

图 7-23 铣削后两垂直平面的金相组织 (100 ×)

a) 表面粗糙度值为 Ra_1 的加工面金相组织 b) 表面粗糙度值为 Ra_2 的加工面金相组织

7.6 铣削沉淀硬化不锈钢时加工硬化的变化规律

分别选用进给量 $f=0.4\text{mm/r}$ 、 0.6mm/r 、 0.8mm/r 和 0.9mm/r ，固定铣削深度 $a_p=5\text{mm}$ 、铣削宽度 $a_e=5\text{mm}$ ，在铣削速度 $v=30\sim55\text{m/min}$ 范围内铣削试件。铣削完毕后，对每一种进给量，分别取 6 种不同铣削速度的样件检测显微硬度。这里将介绍在 4 种不同铣削速度时材料显微硬度与金相组织的变化情况。

图 7-24a 所示为 1 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看, 1 号试件的显微硬度在表层下 0.04mm 内有明显的变化, 即由靠近表层附近的 326HV, 下降到距表面 0.025mm 深度附近的 300HV, 基本接近心部原始组织硬度 303HV。1 号试件的显微硬度测量值表明, 在切削速度 $v = 30\text{m/min}$ 、进给量 $f = 0.4\text{mm/r}$ 时, 硬化层深度约为 0.025mm, 加工硬化程度约为 7.5%。图 7-24b 是 1 号试件金相组织的显微照片, 在表层下有 $6\mu\text{m}$ 的明显塑性变形区, 这一层常称为非晶质层。这是因为切削刃钝圆半径使得刀具材料在切削厚度上有一薄层残留下来, 这一部分又受刃口钝圆挤压, 产生弹塑性变形, 留在已加工表面, 接着又受后刀面的挤压和摩擦而产生塑性变形。次表层的塑性变形层马氏体和其它组织受切削力的作用, 被拉长, 且呈流线分布, 这样就使材料的晶粒产生位错; 另外, 材料在挤压力和摩擦力的作用下, 有轻微的晶界位错, 这样就产生了晶粒强化、晶界强化, 使次表面产生硬化效果。由于工件材料的相变点 A_{c1} 是 605°C , 而切削区的平均温度约为 250°C , 即使有的区域温度高, 在切削区发生相变的区域也极其有限。

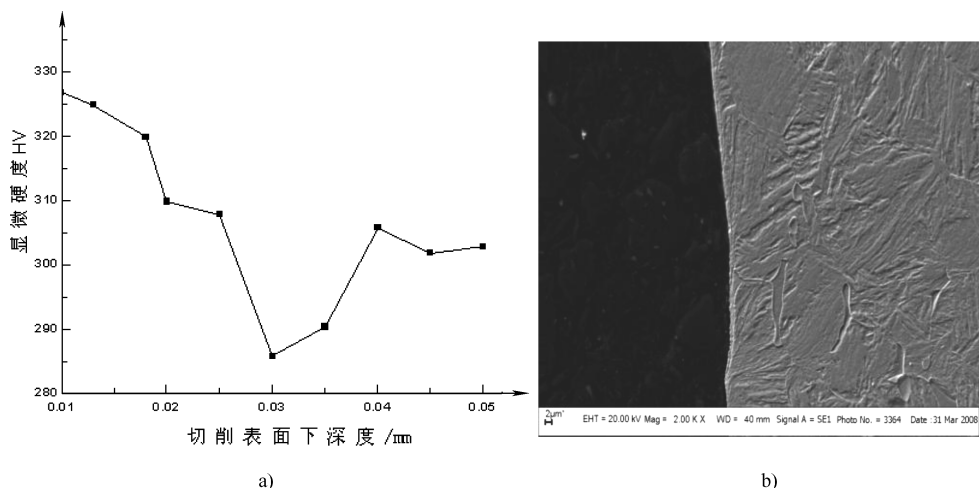


图 7-24 1 号试件次表层显微硬度变化曲线及其金相组织
a) 1 号试件次表层显微硬度变化曲线 b) 1 号试件金相组织显微照片

图 7-25a 所示为 2 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看, 2 号试件的显微硬度在表层下 0.03mm 内有明显的变化, 即由靠近表层附近的 323HV, 下降到距表面 0.02mm 深度附近的 300HV, 基本接近心部原始组织硬度 305HV。2 号试件

的显微硬度测量值表明,在切削速度 $v=35\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.4\text{mm/r}$ 时,硬化层深度约为 0.02mm ,加工硬化程度约为 6% 。图 7-25b 是 2 号试件金相组织的显微照片,非晶质层深 $2\mu\text{m}$ 。次表面组织的流线分布形式更明显,由于铣削速度的增大,作用在已加工表面的挤压、摩擦时间缩短,使晶粒位错减轻,晶界变化不大,从而晶粒强化、晶界强化效果比 1 号试件稍小,加工硬化层也稍浅。

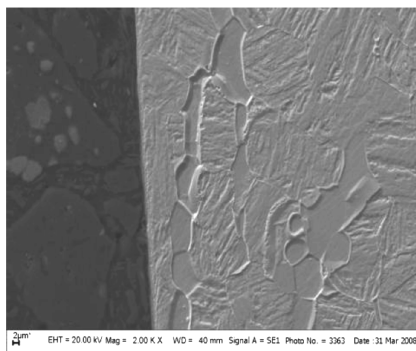
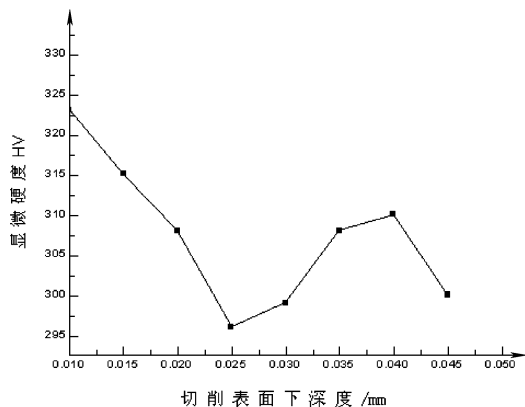


图 7-25 2 号试件次表层显微硬度变化曲线及其金相组织
a) 2 号试件次表层显微硬度变化曲线 b) 2 号试件金相组织显微照片

图 7-26a 所示为 3 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看,3 号试件的显微硬度在表层下 0.025mm 内有明显的变化,即由靠近表层附近的 318HV ,下降

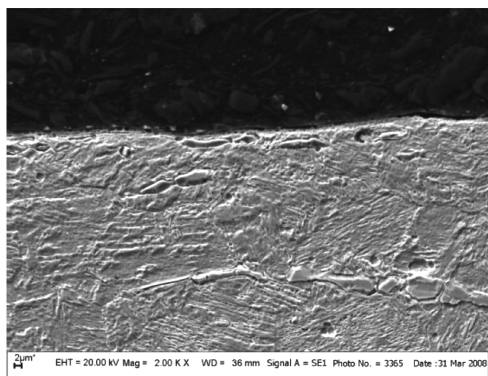
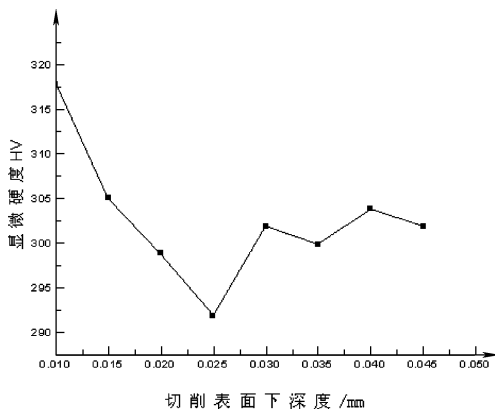


图 7-26 3 号试件次表层显微硬度变化曲线及其金相组织
a) 3 号试件次表层显微硬度变化曲线 b) 3 号试件金相组织显微照片

到距表面 0.025mm 深度附近的 293HV，基本接近心部原始组织硬度 305HV。3 号试件的显微硬度测量值表明，在铣削速度 $v=40\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.4\text{mm/r}$ 时，硬化层深度约为 0.025mm，加工硬化程度约为 4.2%。随着铣削速度不断增加，非晶质层深降低到 $1\mu\text{m}$ 。图 7-26b 是 3 号试件金相组织的显微照片。由于铣削刃对已加工表面的挤压、摩擦减缓，使晶粒位错、晶界变化进一步减弱，晶粒强化、晶界强化效果不明显，加工硬化层也变浅。

图 7-27a 所示为 4 号试件的显微硬度曲线。从曲线的变化情况看，4 号试件的显微硬度在表层下 0.035mm 内有明显的变化，即由靠近表层附近的 324HV，下降到距表面 0.035mm 深度附近的 290HV，基本接近心部原始组织硬度 305HV。4 号试件的显微硬度测量值表明，在铣削速度 $v=50\text{m/min}$ 、进给量 $f=0.4\text{mm/r}$ 时，硬化层深度约为 0.03mm，加工硬化程度约为 6.2%。随着铣削速度继续提高，铣削区平均温度约 300°C ，第一铣削区材料的应变、应力增大，一方面非晶质层增厚至 $3\mu\text{m}$ （见图 7-27b），另一方面使已加工表面的塑性变形层晶粒的位错密度加大，晶界变形增大，从而晶粒强化、晶界强化效果使铣削加工硬化层加深。

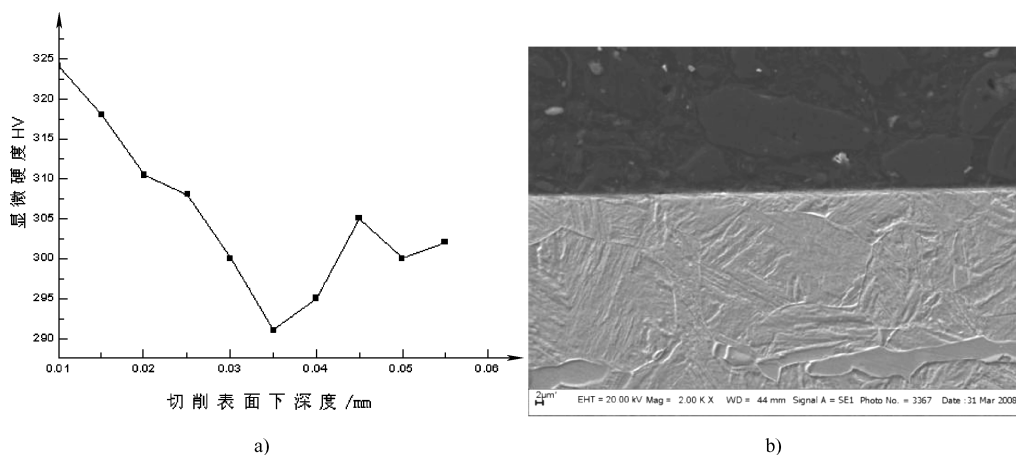


图 7-27 4 号试件次表层显微硬度变化曲线及其金相组织

a) 4 号试件次表层显微硬度变化曲线 b) 4 号试件金相组织显微照片

铣削速度对工件加工硬化深度以及铣削温度的影响见图 7-28，铣削速度对工件加工硬化程度以及铣削温度的影响见图 7-29。从图中可以看出，硬化层深度 $h_c = f(v)$ 和硬化程度 $N = f'(v)$ 在最佳铣削区中具有最小值的极值特性。对所有的

进给量而言，随着铣削速度的提高，加工硬化深度和硬化程度逐渐降低，在某个区域铣削速度达到极小值，然后又慢慢升高。从几个不同的进给量所进行实验的情况来看，加工硬化深度和硬化程度的最小值相差无几，而且进给量越大，对应的加工硬化（硬化深度和硬化程度）的最小值与对应的切削速度越低，在最佳的刀具磨损程度和最佳铣削速度范围内呈现最小的加工硬化深度和程度。

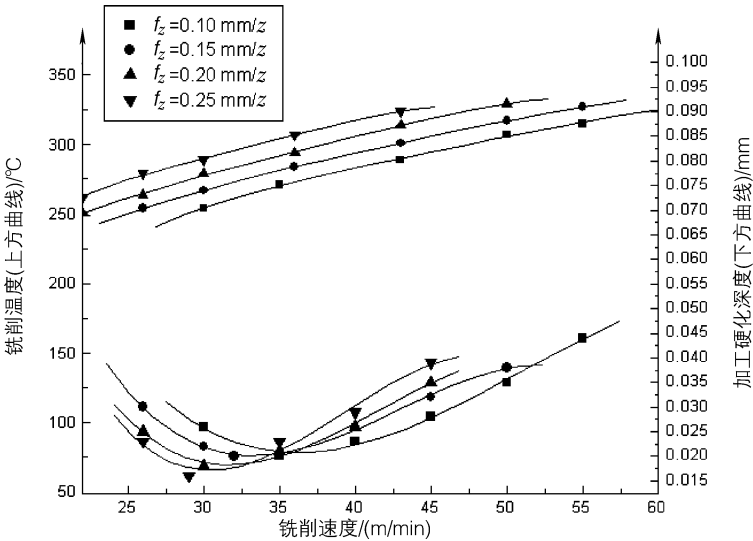


图 7-28 铣削速度对工件加工硬化深度以及铣削温度的影响

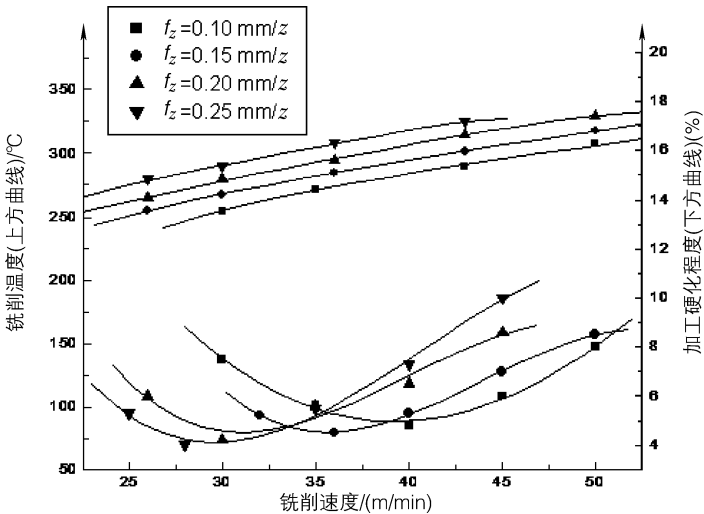


图 7-29 铣削速度对工件加工硬化程度以及铣削温度的影响

第 8 章

切削用量优化

8.1 概述

确定合理的切削用量已经成为机械制造业极为重要的经济问题之一，这是由于切削效率、生产成本、加工质量，以及在自动化生产条件下设备工作的可靠性、刀具消耗、工件的使用性能均取决于切削用量。长期以来，许多学者致力于刀具使用寿命的研究，并提出了泰勒公式、列依海尔定理、 $T-v$ 驼峰规律等，但均有其各自的局限性，因此对于切削用量的优化在相当长的时期内仍然是重要的研究课题。

由于切削用量一般是根据寿命实验确定的，而推荐的切削用量也是基于一些具体条件，如工件材料、刀具材料、刀具几何参数、切削层、润滑液等，在这些条件下也需要经磨损实验验证其合理性。

苏联学者马卡洛夫深入研究了金属的切削规律，得出影响刀具磨损的大多数因素（接触硬度、扩散和粘附、氧化过程、工具接触层的塑流等）是接触表面温度的函数这一结论，提出了著名的最佳切削温度守恒定律。根据这一结论，保持最佳切削温度恒定不变，切削刀具均可在最佳切削用量下实现高效切削。

基于最佳切削温度守恒定律，在系统实验研究的基础上，通过对沉淀硬化不锈钢的车削和铣削实验，考察刀具的切削表面积相对磨损量和切削温度的关系，获得切削过程的最佳切削温度。为进一步研究难加工材料切屑变形机理、切削用量优化和系统仿真提供理论基础和实验依据。

8.2 沉淀硬化不锈钢车削过程的优化研究

实验用的设备见第 6 章。

8.2.1 实验方案与设计

采用纵向干切削方式。切削用量的取值范围见表 8-1。

表 8-1 切削用量取值范围

切 削 用 量	范 围
进给量 $f/(mm/r)$	0.1 ~ 0.4
切削速度 $v/(m/min)$	10 ~ 82
切削深度 a_p/mm	0.35 ~ 0.50

8.2.2 实验方法

1) 在车刀上划出 $VB_0 = 0.08 \sim 0.10mm$ 的后刀面预磨损带，使实验工作在刀具的正常磨损阶段进行。

2) 取进给量 $f = 0.1mm/r$ 、 $0.2mm/r$ 、 $0.3mm/r$ 、 $0.4mm/r$ ，用一个固定的切削深度 $a_p = 0.4mm$ 对每一进给量分别在 5 ~ 7 种切削速度下进行切削，然后测定切削温度。同时在切削一定的切削路程长度 l_m 后，取下刀片，待刀具冷却后在读数显微镜下测量其磨损值 NB 。

3) 计算每 $1000cm^2$ 切削面积的相对磨损值 NB_{rs} ，即

$$NB_{rs} = \frac{NB \times 100}{l_m f} \tag{8-1}$$

式中， NB 是刀具后刀面磨损量； l_m 是切削路程长度； f 是进给量。

不同进给量下 NB_{rs} 的最小值 NB_{rs0} 所对应的切削速度，即车刀分别在 5 ~ 7 种切削速度下进行切削的最佳切削速度 v_0 。 f_1-v_{01} 、 f_2-v_{02} 、 f_3-v_{03} 、 f_4-v_{04} 分别为切削速度和进给量的最佳组合，它们对应的切削温度即最佳切削温度。

4) 实验数据的处理。对给定的工件材料和刀具材料, 若任选一个进给量, 就有一个相对应的最佳切削速度 v_0 和最小的切削表面积所对应的磨损值 NB_{rs_0} , 则 $f-v_0$ 、 $f-NB_{rs_0}$ 关系的方程为

$$v_0 = \frac{C_1}{f^{x_1}} \tag{8-2}$$

$$NB_{rs_0} = \frac{C_2}{f^{x_2}} \tag{8-3}$$

式中, C_1 、 C_2 均为系数; x_1 、 x_2 均为指数。

式 (8-2)、式 (8-3) 即切削过程优化的切削参数方程 (又称刀具的最大寿命方程), 满足该方程时刀具的切削路程也最长。

切削表面积相对磨损值 NB_{rs} 见表 8-2。

表 8-2 切削表面积相对磨损值

进给量 $f/(\text{mm/r})$	切削速度 $v/(\text{m/min})$ 切削表面积相对磨损值 $NB_{rs}/[\mu\text{m}/(10^3\text{cm}^2)]$					NB_{rs_0} 对应的切削 温度/ $^{\circ}\text{C}$
0.1	$\frac{20}{1.62}$	$\frac{36}{1.19}$	$\frac{49}{0.92}$	$\frac{65}{0.65}$	$\frac{82}{4.03}$	390
0.2	$\frac{10}{1.2}$	$\frac{20}{0.95}$	$\frac{36}{0.6}$	$\frac{49}{0.45}$	$\frac{65}{1.93}$	370
0.3	$\frac{15}{0.99}$	$\frac{25}{0.6}$	$\frac{36}{0.35}$	$\frac{45}{0.75}$	$\frac{55}{1.6}$	365
0.4	$\frac{15}{1.15}$	$\frac{22}{0.55}$	$\frac{30}{0.2}$	$\frac{40}{0.82}$	$\frac{49}{1.84}$	360

在不同的进给量条件下, 切削速度与切削表面积相对磨损值和切削温度关系见图 8-1。由图可知, 用 YT15 车削沉淀硬化不锈钢时, 不同进给量的切削表面积相对磨损最小值 NB_{rs_0} 所对应的切削温度值在 360 ~ 390 $^{\circ}\text{C}$ 之间。如果取平均值, 则可认为用 YT15 车削沉淀硬化不锈钢的最佳切削温度为 375 $^{\circ}\text{C}$ 。

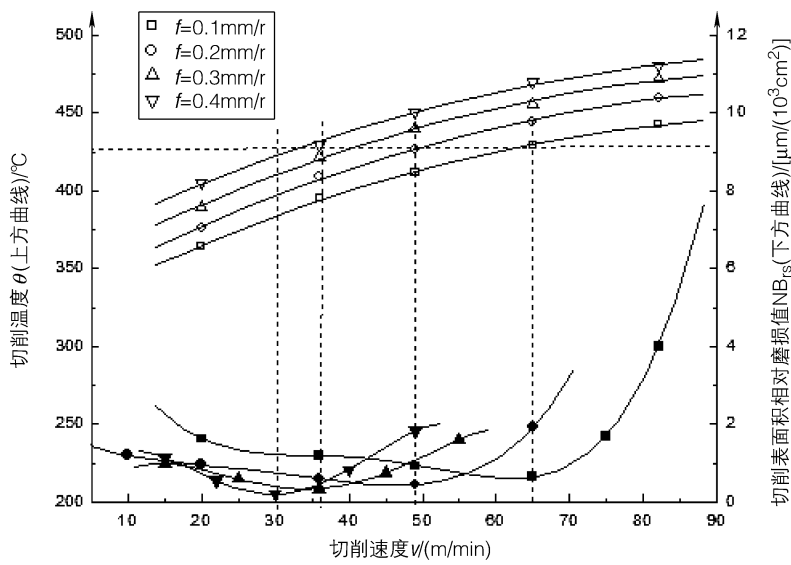


图 8-1 切削速度与切削表面积相对磨损值和切削温度的关系图

8.2.3 实验结果

从图 8-1 可知，当用 YT15 车削沉淀硬化不锈钢时，进给量 $f = 0.1\text{mm/r}$ 、 0.2mm/r 、 0.3mm/r 和 0.4mm/r ，对应的最佳切削速度分别为 64m/min 、 47m/min 、 37m/min 和 29m/min ，同时切削表面积相对磨损最小值 NB_{rs_0} 分别为 $0.65\mu\text{m}/(10^3\text{cm}^2)$ 、 $0.48\mu\text{m}/(10^3\text{cm}^2)$ 、 $0.35\mu\text{m}/(10^3\text{cm}^2)$ 和 $0.23\mu\text{m}/(10^3\text{cm}^2)$ 。使用一元线性回归方法可以求得切削过程优化的切削参数方程的系数和指数，见表 8-3。

表 8-3 切削过程优化的切削参数方程系数和指数

x_1	C_1	x_2	C_2
0.557	18.301	0.712	0.136

最佳切削温度所对应的 $f-v_0$ 、 $f-NB_{rs_0}$ 的关系图见图 8-2、图 8-3。

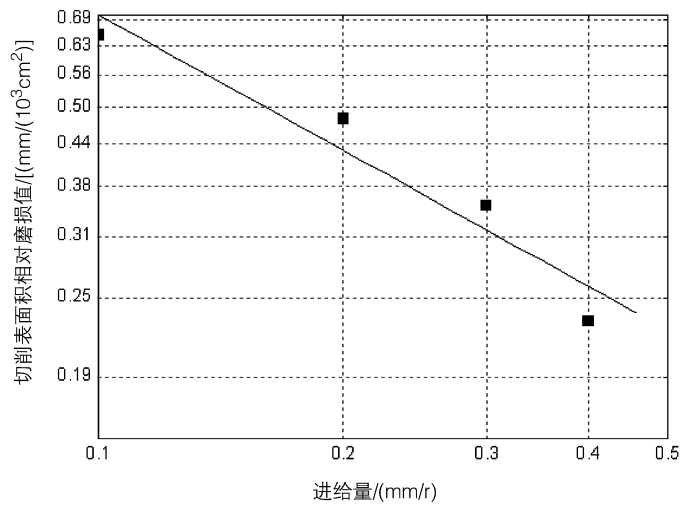


图 8-2 最佳切削温度对应的 $f-NB_{rs0}$ 关系图

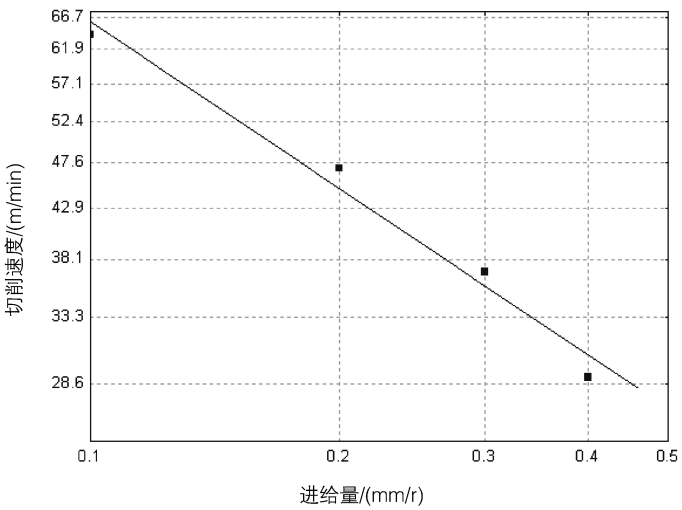


图 8-3 最佳切削温度对应的 $f-v_0$ 关系图

8.3 沉淀硬化不锈钢铣削过程的优化研究

实验用的设备见第 6 章。

8.3.1 实验方案与设计

选用 YG8 刀片，采用干铣削、端铣、逆铣切削方式。铣削用量范围见表 8-4。

表 8-4 铣削用量范围

铣 削 用 量	范 围	备 注
进给量 $f_z/(mm/z)$	0.10 ~ 0.25	
铣削速度 $v/(m/min)$	22 ~ 65	
铣削深度 a_p/mm	2 ~ 5	选用 $a_p = 5mm$
铣削宽度 a_e/mm	2 ~ 5	选用 $a_e = 5mm$

8.3.2 实验方法

1) 取后刀面磨损量为 0.5mm 作为铣刀的磨钝标准，使实验工作在刀具的正常磨损阶段进行。

2) 取表 8-4 中的进给量、铣削深度和铣削宽度，分别在 5 ~ 7 种铣削速度下进行铣削，然后用模拟的方法得到铣削温度。同时在铣削一定的路程长度 L 后，待铣刀冷却后在读数显微镜下测量其磨损值 NB 。

3) 计算每 $1000cm^2$ 铣削面积的相对磨损值 NB_{rs} ，即

$$NB_{rs} = \frac{NB \times 10^5}{LB} \tag{8-4}$$

式中， NB 是刀具后刀面磨损量 (mm)； L 是铣削面全长 (mm)； B 是总的铣削宽度 (mm)。

不同进给量下 NB_{rs} 的最小值 NB_{rs0} 所对应的铣削速度即最佳铣削速度 v_0 。假设 $f_{z1}-v_{01}$ 、 $f_{z2}-v_{02}$ 、 $f_{z3}-v_{03}$ 、 $f_{z4}-v_{04}$ 分别为铣削速度和进给量的最佳组合，它们对应的铣削温度即最佳铣削温度。

4) 实验数据的处理。与车削情况一样，对给定的工件材料和刀具材料，若任选一个进给量，就有一个相对应的最佳切削速度 v_0 和最小的切削面积所对应的磨损值 NB_{rs0} ，则 f_z-v_0 、 f_z-NB_{rs0} 关系的方程为

$$v_0 = \frac{D_1}{f_z^{y_1}} \tag{8-5}$$

$$NB_{rs_0} = \frac{D_2}{f_z^{y_2}}$$

(8-6)

式中， D_1 、 D_2 均为系数。

式 (8-5)、式 (8-6) 即铣削过程优化的铣削参数方程（又称刀具的最大寿命方程），满足该方程时刀具的铣削路程也最长。

铣削表面积相对磨损值 NB_{rs} 见表 8-5。

表 8-5 铣削表面积相对磨损值

进给量 $f_z/(mm/z)$	铣削速度 $v/(m/min)$ 铣削表面积相对磨损值 $NB_{rs}/[mm/(10^3 cm^2)]$						NB_{rs_0} 对应的切削温度 /℃
	$\frac{30}{9.1}$	$\frac{35}{5.9}$	$\frac{43}{20}$	$\frac{50}{42}$	$\frac{55}{57}$	$\frac{62}{76}$	
0.10							272
0.15	$\frac{26}{12}$	$\frac{30}{8.1}$	$\frac{32}{4.5}$	$\frac{36}{7.0}$	$\frac{43}{28}$	$\frac{50}{50}$	276
0.20	$\frac{26}{11}$	$\frac{29}{3.5}$	$\frac{32}{9.0}$	$\frac{36}{14}$	$\frac{43}{40}$	$\frac{50}{67}$	268
0.25	$\frac{22}{18}$	$\frac{25}{2.5}$	$\frac{30}{8.0}$	$\frac{35}{20}$	$\frac{43}{54}$	$\frac{50}{85}$	280

不同进给量时的铣削速度、铣削表面积相对磨损值及其对应的铣削温度见图 8-4。由图可知，用 YG8 铣削沉淀硬化不锈钢时，不同进给量的铣削表面积相对

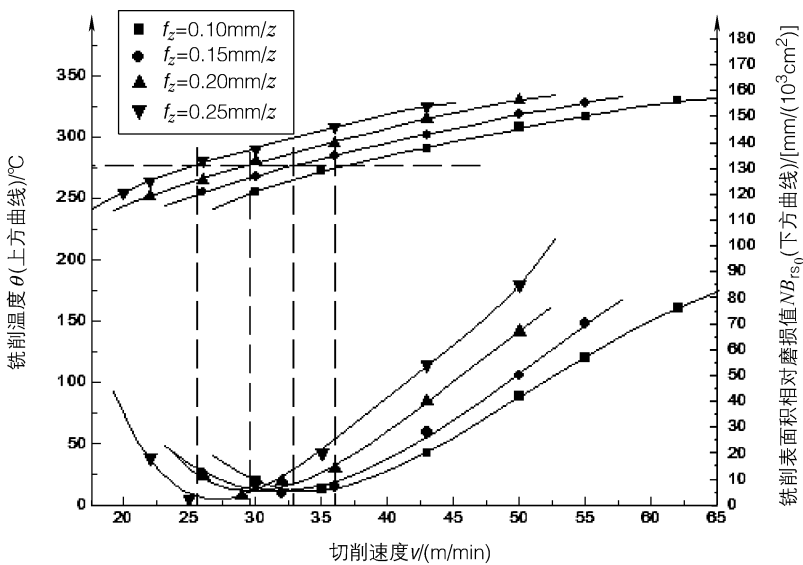


图 8-4 铣削速度与铣削表面积相对磨损值和铣削温度的关系图

磨损最小值 NB_{rs_0} 所对应的铣削温度值在 $268 \sim 280^{\circ}\text{C}$ 之间。如果取平均值, 则可认为用 YG8 铣削沉淀硬化不锈钢的最佳铣削温度为 274°C 。

8.3.3 实验结果

由图 8-4 可知, 当用 YG8 铣削沉淀硬化不锈钢时, 进给量 $0.10\text{mm}/z$ 、 $0.15\text{mm}/z$ 、 $0.20\text{mm}/z$ 和 $0.25\text{mm}/z$, 对应的最佳铣削速度分别为 $36\text{m}/\text{min}$ 、 $33\text{m}/\text{min}$ 、 $29\text{m}/\text{min}$ 和 $26\text{m}/\text{min}$, 同时铣削表面积相对磨损最小值 NB_{rs_0} 分别为 $6.0\text{mm}/(10^3\text{cm}^2)$ 、 $5.2\text{mm}/(10^3\text{cm}^2)$ 、 $4.35\text{mm}/(10^3\text{cm}^2)$ 和 $3.0\text{mm}/(10^3\text{cm}^2)$ 。使用一元线性回归方法可以求得铣削过程优化的铣削参数方程的系数和指数, 见表 8-6。

表 8-6 铣削过程优化的铣削参数方程系数和指数

γ_1	D_1	γ_2	D_2
0.069	29.475	0.714	1.241

最佳铣削温度所对应的 f_z - v_0 、 f_z - NB_{rs_0} 的关系图见图 8-5、图 8-6。

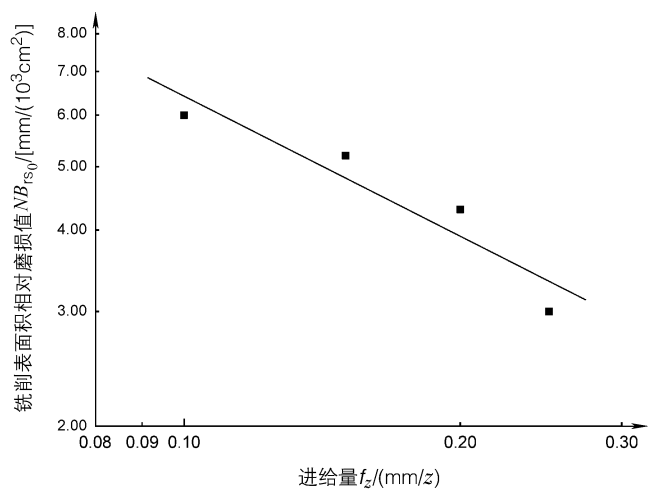


图 8-5 最佳铣削温度对应的 f_z - NB_{rs_0} 关系图

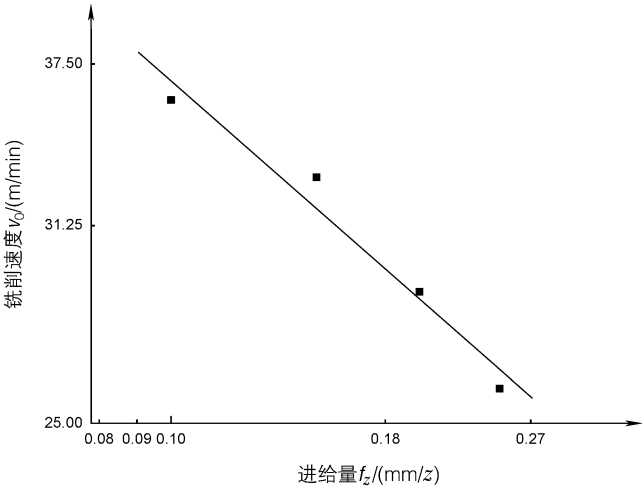


图 8-6 最佳铣削温度对应的 f_z - v_0 关系图

附录 试件尺寸

试件	温度应变率	原始直径 /mm	原始长度 /mm	最后长度 /mm	残余应变	入射子弹 长度/mm	应变率 /s ⁻¹
4	25℃应变率 300s ⁻¹	10.007	5.881	5.804	0.013	300	290
5		10.034	5.973	5.865	0.018	300	320
6		10.022	5.843	5.727	0.020	300	340
15		10.017	5.909	5.852	0.010	300	280
16		10.025	5.954	5.850	0.017	300	280
8	25℃应变率 1000s ⁻¹	10.032	5.965	5.679	0.048	200	910
9		10.024	5.925	5.607	0.054	200	900
10		10.021	5.875	5.500	0.064	200	1200
13		10.028	5.888	5.609	0.047	200	910
14		9.980	5.808	5.443	0.063	200	1100
19	25℃应变率 2700s ⁻¹	10.028	5.860	4.9600	0.105	150	2800
20		10.044	5.942	5.210	0.123	150	2800
22		10.025	5.975	5.294	0.114	150	2600
23		10.030	5.853	5.244	0.104	150	2700
24		10.008	5.807	5.254	0.095	150	2700
29	300℃应变率 300s ⁻¹	10.025	5.964	5.864	0.017	300	320
30		10.024	5.824	5.714	0.019	300	270
31		10.024	5.904	5.820	0.014	300	280
32		9.985	5.870	5.754	0.020	300	280
33		10.023	5.823	5.724	0.017	300	300
42	300℃应变率 1000s ⁻¹	10.024	5.926	5.380	0.092	200	1000
43		10.036	5.860	5.406	0.077	200	1000
44		10.020	5.939	5.504	0.073	200	940
45		10.032	5.924	5.457	0.079	200	1000
46		10.027	5.930	5.464	0.079	200	1000
57	300℃应变率 2700s ⁻¹	10.025	5.929	5.004	0.156	150	2600
58		10.027	5.920	4.965	0.161	150	2600
60		10.022	5.915	5.002	0.154	150	2700
62		10.027	5.968	5.027	0.158	150	2700
63		10.021	5.936	5.051	0.149	150	2600

(续)							
试件	温度应变率	原始直径 /mm	原始长度 /mm	最后长度 /mm	残余应变	入射子弹 长度/mm	应变率 /s ⁻¹
35	500℃应变率 300s ⁻¹	10.002	5.905	5.796	0.018	300	280
36		10.025	5.883	5.683	0.034	300	340
37		10.020	5.931	5.768	0.027	300	330
39		10.025	5.915	5.702	0.036	300	350
41		10.022	5.968	5.754	0.036	300	340
49	500℃应变率 1000s ⁻¹	10.034	5.928	5.429	0.084	200	1200
51		10.035	5.926	5.351	0.097	200	1100
52		10.026	5.968	5.390	0.097	200	1300
54		10.027	5.831	5.329	0.086	200	1200
55		9.998	5.936	5.459	0.080	200	1100
64	500℃应变率 2700s ⁻¹	9.982	5.928	5.000	0.157	150	2700
65		10.002	5.923	4.914	0.170	150	2800
66		10.031	5.968	4.978	0.166	150	2900
67		10.024	5.848	4.865	0.168	150	2800
68		10.025	5.933	4.932	0.169	150	2800
74	700℃应变率 300s ⁻¹	10.015	5.930	5.730	0.034	300	320
75		10.023	5.926	5.739	0.032	300	340
76		10.023	5.974	5.744	0.039	300	350
78		10.027	5.855	5.723	0.023	300	310
80		10.027	5.918	5.749	0.029	300	310
81	700℃应变率 1000s ⁻¹	10.023	5.918	5.291	0.106	200	1200
82		10.026	5.898	5.313	0.099	200	1100
83		10.020	5.810	5.320	0.084	200	1100
84		10.015	5.915	5.380	0.090	200	1100
85		10.011	5.947	5.451	0.083	200	990
87	700℃应变率 2700s ⁻¹	10.022	5.928	4.924	0.169	150	2900
89		10.020	5.910	5.060	0.144	150	2600
90		10.018	5.913	4.907	0.170	150	2900
91		10.024	5.827	4.880	0.163	150	2800
92		9.975	5.963	5.033	0.156	150	2600

参 考 文 献

- [1] 赵钰辉, 吴玉广. 军工难加工材料高效加工工艺与装备技术研讨会 [J]. 新技术新工艺, 2006, 12: 34 – 35.
- [2] 傅玉灿. 难加工材料高效加工技术 [M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2010.
- [3] 任敬心. 难加工材料磨削技术 [M]. 北京: 电子工业出版社, 2011.
- [4] Yu Feng, Wang Jianming, Liu Feihong. Numerical simulation of single particle acceleration process [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 59: 193 – 200.
- [5] Pradeep L, Menezes Michael R, Lovell Ilya V. Studies on the formation of discontinuous chips during rock cutting using an explicit finite element model [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 70: 635 – 648.
- [6] Wu H B, Zhang S J. 3D FEM simulation of milling process for titanium alloy Ti6Al4V [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 71: 1319 – 1326.
- [7] Yang Yong, Zhu Weiwei. Study on cutting temperature during milling of titanium alloy based on FEM and experiment [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 73: 1511 – 1521.
- [8] Ma J, Ge X, Chang S I, et al. Assessment of cutting energy consumption and energy efficiency in machining of 4140 steel [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 74: 1701 – 1708.
- [9] Khajehzadeh M, Akhlaghi M, Razfar M R. Finite element simulation and experimental investigation of tool temperature during ultrasonically assisted turning of aerospace aluminum using multicoated carbide inserts [J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Record, 2014, 75: 1163 – 1165.
- [10] Coelho R T, Oliveira J F G, Claudia Hespanholo Nascimento. Thermal analysis of chip formation using FEM and a hybrid explicit-implicit approach [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 77: 235 – 240.
- [11] Lee B Y, Tarn Y S, Ue H R. An investigation of modeling of the machining of database in turning operations [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2000, 105 (1): 1 – 6.
- [12] Anumolu B, Shewchuk J P. Design of a tooling database implementation for an existing facility [J]. Computers in Industry, 2000, 42 (2 – 3): 221 – 229.
- [13] 杜茂华, 李露露, 白玉峰, 等. 立铣加工过程的三维有限元模拟 [J]. 中北大学学报 (自然科学版), 2012, 33 (4): 397 – 402.
- [14] 谢晋, 罗敏健, 吴可可, 等. CBN 车刀前刀面微沟槽结构磨削及其对干切削温度的影响 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (11): 192 – 197.

- [15] 姜增辉, 王琳琳, 石莉, 等. 硬质合金刀具切削 Ti6Al4V 的磨损机理及特征 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (1): 178 - 184.
- [16] 许崇海, 吴光永, 张永莲, 等. 多元梯度自润滑陶瓷刀具材料的研制 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (7): 94 - 101.
- [17] 马利杰, 王西彬, 李勇峰, 等. 直槽微铣削中切削参数对铣刀跳动量的影响 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (9): 199 - 206.
- [18] 李登万, 陈红涛, 冯锦春, 等. 基于均匀设计法的精密车削参数优化 [J]. 机械工程学报, 2015, 51 (3): 206 - 212.
- [19] 谢书童, 郭隐彪. 双刀并行数控车削中的切削参数优化方法 [J]. 中国机械工程, 2014, 25 (4): 1941 - 1946.
- [20] 刘献礼, 郑文娟, 刘铭, 等. 切削数据库数据优化算法及其应用 [J]. 哈尔滨理工大学学报, 2013, 18 (1): 1 - 7.
- [21] 李尧, 刘强, 张伟. 面向制造服务的数控切削数据库系统 [J]. 计算机集成制造系统, 2014, 20 (9): 18 - 24.
- [22] 黄传真, 庄新强, 邹斌, 等. 汽车覆盖件模具钢高速切削数据库的研究 [J]. 山东大学学报 (工学版), 2011, 41 (5): 1672 - 3961.
- [23] Ueda K, Manabe K. Three-dimensional rigid-plastic FEM simulation of chip formation process [J]. International Proceeding Precision Engineer, 1993: 113 - 124.
- [24] Meakawa K, Maeda M. Simulation analysis of three-dimensional chip formation processes-FEM formulation and a few results [J]. JSME, 1993: 59 - 61.
- [25] Sasahara H, Obikawane T, Shirakashi T. FEM analysis of cutting sequence effect on mechanical characteristics in machined layer [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1996, 62: 448 - 453.
- [26] Dirikolu M H, Childs T H C, Maekawa K. Finite element simulation of chip flow in metal machining [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2001, 43 (11): 2699 - 2713.
- [27] Ueda K, Manabe K, Nozaki S. Rigid-plastic FEM of three-dimensional cutting mechanism (2nd report) -simulation of plain milling process [J]. Journal of the Japan Society for Precision Engineering, 1996, 62 (4): 526 - 531.
- [28] Seah K H W, Rahman M, Li X P, et al. A three-dimensional model of chip flow, chip curl and chip breaking for oblique cutting [J]. International Journal of Machine and Manufacture, 1996, 36 (12): 1385 - 1400.
- [29] Ceretti E, Lucchi M, Wu W T, et al. FEM simulation of orthogonal cutting: serrated chip formation [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 95: 17 - 26.
- [30] Ceretti E, Lazzaroni C, Menegardo L, et al. Turning simulation using a three-dimension FEM code [J]. Journal of Material Processing Technology, 2000, 98: 99 - 103.
- [31] Yan J, Strenkowski J S. A finite element analysis of orthogonal rubber cutting [J]. Journal of

- Materials Processing Technology, 2006, 174: 102 – 108.
- [32] Ee K C, Dillon Jr O W, Jawahir I S. Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2005, 47: 1611 – 1628.
- [33] Özel T. The influence of friction models on finite element simulations of machining [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006, 46: 518 – 530.
- [34] Mohamed N A Nasra, Nga E G, Elbestawi M A. Modelling the effects of tool – edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006, 5: 1 – 11.
- [35] Pantalé O, Bacaria J L, Dalverny O, et al. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2004, 193: 4383 – 4399.
- [36] Mabrouki T, Rigal J F. A contribution to a qualitative understanding of thermo – mechanical effects during chip formation in hard turning [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 176: 214 – 221.
- [37] Coelho R T, Oliveira J F G, Claudia Hespanholo Nascimento. Thermal analysis of chip formation using FEM and a hybrid explicit-implicit approach [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 77: 235 – 240.
- [38] Safari H, Sharif S, Izman S, et al. Surface integrity characterization in high-speed dry end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 78: 651 – 657.
- [39] Khajehzadeh M, Akhlaghi M, Razfar M R. Finite element simulation and experimental investigation of tool temperature during ultrasonically assisted turning of aerospace aluminum using multi-coated carbide inserts [J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Record, 2014, 75: 1166 – 1175.
- [40] Maurel-Pantel A, Fontaine M, Michel G, et al. Experimental investigations from conventional to high speed milling on a 304-L stainless steel [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 69: 2191 – 2213.
- [41] Senthilkumar N, Tamizharasan T. Effect of tool geometry in turning AISI 1045 steel: experimental investigation and FEM analysis [J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2014, 39: 4963 – 4975.
- [42] Daoud M, Chatelain J F, Bouzid A. Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of Al2024-T3 alloy machining simulation [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 81 (9 – 12): 1987 – 1997.
- [43] 方刚, 曾攀. 金属正交切削工艺的有限元模拟 [J]. 力学进展, 2001, 31 (3): 394 – 404.
- [44] 谢峰, 赵吉文, 刘正士, 等. 二维金属切削过程的数值模拟 [J]. 系统仿真学报, 2004,

- 16 (7): 1412 – 1476.
- [45] 刘正士, 谢锋. 纳米改性金属陶瓷刀具的研制及其几何参数的数字化设计 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2003.
- [46] 姚永琪, 郭乙木. 正交金属切削温度场的计算与模拟 [D]. 杭州: 浙江大学, 2004.
- [47] 成群林, 柯映林, 董辉跃. 航空铝合金高速铣削加工的有限元模拟 [J]. 浙江大学学报, 2006, 40 (1): 113 – 117.
- [48] 黄志刚, 柯映林, 王立涛. 金属切削加工有限元模拟的相关技术研究 [J]. 中国机械工程, 2003, 14 (10): 846 – 849.
- [49] 黄丹, 刘成文, 郭乙木. 金属正交切削加工过程的有限元分析 [J]. 机械强度, 2003, 25 (3): 294 – 297.
- [50] 汪小芳. 刀 – 屑摩擦对残余应力分布影响的模拟分析 [D]. 杭州: 浙江大学, 2004.
- [51] 李德宝. 金属切削中工件表层加工硬化模拟 [J]. 工具技术, 2004, 38 (4): 14 – 16.
- [52] 顾立志, 袁哲俊. 金属切削过程仿真及其在切削参数优化中的应用研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2000.
- [53] 程凯, 庞启龙. 有色金属车削的有限元仿真技术 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2004.
- [54] 邱克鹏. 薄壁件铣削加工的数值仿真与分析 [D]. 西安: 西北工业大学, 2003.
- [55] 邓文君, 夏伟, 周照耀, 等. 正交切削高强度耐磨铝青铜的有限元分析 [J]. 机械工程学报, 2004, 40 (3): 71 – 75.
- [56] 宋金玲, 魏天路, 顾立志. 金属切削中刀屑接触长度的有限元分析 [J]. 农业机械学报, 2003, 34 (3): 118 – 121.
- [57] 孙雅洲, 刘海涛, 卢泽生. 基于热力耦合模型的切削加工残余应力的模拟及试验研究 [J]. 机械工程学报, 2011, 47 (1): 187 – 193.
- [58] 傅玉灿, 田霖, 徐九华, 等. 磨削过程建模与仿真研究现状 [J]. 机械工程学报, 2015, 51 (7): 197 – 205.
- [59] 刘献礼, 刘铭, 何耿煌, 等. 重型切削过程硬质合金刀片的冲击破损行为 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (23): 175 – 185.
- [60] 刘新, 徐文骥, 孙晶, 等. 导电加热切削有限元仿真及试验研究 [J]. 中国机械工程, 2012, 21 (23): 2556 – 2561.
- [61] 郭晓光, 魏延军, 张小冀, 等. 基于 FEM – SPH 耦合方法的 AISI4340 钢超精密切削过程仿真 [J]. 大连理工大学学报, 2013, 53 (4): 526 – 531.
- [62] 言兰, 姜峰, 融亦鸣. 基于数值仿真技术的单颗磨粒切削机理 [J]. 机械工程学报, 2012, 48 (11): 172 – 181.
- [63] 王中秋, 周珊, 李剑峰, 等. 轴承淬硬钢硬车残余应力有限元仿真分析及实验验证 [J]. 山东大学学报 (工学版), 2012, 42 (1): 109 – 120.
- [64] 合烨, 王昌赢, 陈小安, 等. 硬态车削轴承钢 GCr15 切屑形成机理分析 [J]. 上海交通大学学报, 2013, 47 (5): 800 – 805.

- [65] 张明树, 阎春平, 覃斌. 基于图论和模糊 TOPSIS 的高速切削工艺参数优化决策 [J]. 计算机集成制造系统, 2013, 19 (11): 2802 – 2809.
- [66] Liu D, Huang C Z, Wang J, et al. Modeling and optimization of operating parameters for abrasive waterjet turning alumina ceramics using response surface methodology combined with Box-Behnken design [J]. Ceramics International, 2014, 40 (6): 7899 – 7908.
- [67] Moola M R, Gorin A, Hossein K A. Optimization of various cutting parameters on the surface roughness of the machinable glass ceramic with two flute square end mills of micro grain solid carbide [J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2012, 13 (9): 1549 – 1554.
- [68] Mangaraj S, Singh K P. Optimization of machine parameters for milling of pigeon pea using rsm [J]. Food Bioprocess Technology, 2011 (4): 762 – 769.
- [69] Hamdan A, Sarhan A A D, Hamdi M. An optimization method of the machining parameters in high-speed machining of stainless steel using coated carbide tool for best surface finish [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 58: 81 – 91.
- [70] Munawar M, Chen J C S, Mufti N A. Investigation of cutting parameters effect for minimization of surface roughness in internal turning [J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2011, 12 (1): 121 – 127.
- [71] Khamel S, Ouelaa N, Bouacha K. Analysis and prediction of tool wear, surface roughness and cutting forces in hard turning with CBN tool [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2012, 26 (11): 3605 – 3616.
- [72] 贾新杰. 数控展成法粗铣弧齿锥齿轮切削参数多目标优化模型 [J]. 制造业自动化, 2013, 2: 28 – 31.
- [73] Li Jun, Yang Xiaoyong, Ren Chengzu, et al. Multiobjective optimization of cutting parameters in Ti-6Al-4V milling process using nondominated sorting genetic algorithm-II [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, (5): 941 – 953.
- [74] GOK Arif, Gologlu Cevdet, Demirci Halil. Cutting parameter and tool path style effects on cutting force and tool deflection in machining of convex and concave inclined surfaces. [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 69 (5): 1063 – 1078.
- [75] Romdhane Othmani, Moncef Hbaieb, Wassila Bouzid. Cutting parameter optimization in NC milling [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011, (9): 1023 – 1032.
- [76] Bhattacharya A, Das S, Majumder P, et al. Estimating the effect of cutting parameters on surface finish and power consumption during high speed machining of AISI 1045 steel using Taguchi design and ANOVA [J]. Production Engineering, 2009, 3: 31 – 40.
- [77] Camposeco-Negrete C. Optimization of cutting parameters for minimizing energy consumption in turning of AISI 6061 T6 using Taguchi methodology and ANOVA [J]. Journal of Cleaner Production, 2013, 53: 195 – 203.

- [78] Bhushan R K. Optimization of cutting parameters for minimizing power consumption and maximizing tool life during machining of Al alloy SiC particle composites [J]. Journal of Cleaner Production, 2013, 39: 242 – 254.
- [79] Yan J H, Li L. Multi-objective optimization of milling parameters-the trade-offs between energy, production rate and cutting quality [J]. Journal of Cleaner Production, 2013, 52: 462 – 471.
- [80] Li J G, Lu Y, Zhao H, et al. Optimization of cutting parameters for energy saving [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 70: 117 – 124.
- [81] Kuram E, Ozcelik B, Bayramoglu M, et al. Optimization of cutting fluids and cutting parameters during end milling by using D-optimal design of experiments [J]. Journal of Cleaner Production, 2013, 42: 159 – 166.
- [82] 赵军, 郑光明, 李安海, 等. 超高速切削 Inconel718 刀具寿命研究及切削参数优化 [J]. 哈尔滨理工大学学报, 2011, 16 (1): 9 – 11.
- [83] AOUICI H, Yallese M A, Fnides B, et al. Modeling and optimization of hard turning of X38CrMoV5-1 steel with CBN tool: Machining parameters effects on flank wear and surface roughness [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2011, 25 (11): 2843 – 2851.
- [84] Senthilkumaar J S, Selvarani P, Arunachalam R M. Intelligent optimization and selection of machining parameters in finish turning and facing of Inconel 718 [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 58: 885 – 894.
- [85] Thakur D G, Ramamoorthy B, Vijayaraghavan L. Effect of cutting parameters on the degree of work hardening and tool life during high-speed machining of Inconel 718 [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 59: 483 – 489.
- [86] Davoodi B, Tazehkandi A H. Experimental investigation and optimization of cutting parameters in dry and wet machining of aluminum alloy 5083 in order to remove cutting fluid [J]. Journal of Cleaner Production, 2014, 68: 234 – 242.
- [87] 盛精, 黄丛林, 刘超, 等. 基于切削温度的切削用量优化的实践与研究 [J]. 中国机械工程, 2012, 23 (17): 2065 – 2069.
- [88] Tan C F, Singh R S, Kher V K. An expert carbide cutting tools selection system for CNC lathe machine [J]. International Review of Mechanical Engineering, 2012, 6 (7): 1402 – 1405.
- [89] 李尧, 刘强, 张伟. 面向制造服务的数控切削数据库系统 [J]. 计算机集成制造系统, 2014, 20 (9): 2221 – 2230.
- [90] 邓朝晖, 唐浩, 刘伟, 等. 凸轮轴数控磨削工艺智能应用系统研究与开发 [J]. 计算机集成制造系统, 2012, 18 (8): 1845 – 1853.
- [91] 朱林森. 四坐标船模曲面对称加工集成制造系统 [J]. 计算机集成制造系统, 2013, 19 (12): 3139 – 1846.
- [92] Naser E S A. A new methodology for extracting manufacturing features from CAD system [J]. Computers and Industrial Engineering, 2006, 51 (3): 389 – 415.

- [93] Sui X L. Integration of CAD models with product assembly planning in a Web-based 3D visualized environment [J]. International Journal on Interactive Design and Manufacturing, 2013, 8 (2): 121 – 131.
- [94] 王永忠, 王松涛, 林爱琴, 等. 基于实例推理的高速切削数据库系统构建 [J]. 计算机科学, 2012, 39 (11): 177 – 180.
- [95] RIID A, Rüstern E. Adaptability, interpretability and rule weights in fuzzy rule – based systems [J]. Information Sciences, 2014, 257: 301 – 312.
- [96] HIDALGO-DOBLADO M J, Alonso-Jiménez J A, Borrego – Díaz J, et al. Formally verified tableau-based reasoners for a description logic [J]. Journal of Automated Reasoning, 2014, 52 (3): 331 – 360.
- [97] AMERI F, Patil L. Digital manufacturing market: a semantic web-based framework for agile supply chain deployment [J]. Journal of Intelligent Manufacturing, 2012, 23 (5): 1817 – 1832.
- [98] Oxley P L B. Mechanics of Machining [M]. New York: Halsted Press, 1989.
- [99] Maekawa K, Shirakashi T, Usui E. Flow stress of low carbon steel at high temperature strain rate (part 2) [J]. Bulletin of the Journal of the Japan Society for Precision Engineering, 1983, 17 (3): 167 – 172.
- [100] Shatla M, Kerk C, Altan T. Process modeling in machining (part I): determination of flow stress data [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001, 41: 1511 – 1534.
- [101] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations [J]. Journal of Applied Physics, 1987, 61 (5): 1816 – 1825.
- [102] Maekawa K, Shirakashi T, Usui E. Flow stress of low carbon steel at high temperature and strain rate (part 2)-flow stress under variable temperature and variable strain rate [J]. Bulletin of the Journal of the Japan Society for Precision, 1983, 17 (3): 167 – 172.
- [103] Shirakashi T, Maekawa K, Usui E. Flow stress of low carbon steel at high temperature and strain rate (part 1)-propriety of incremental strain method in impact compression test with rapid heating and cooling systems [J]. Bulletin of the Journal of the Japan Society for Precision, 1983, 17 (3): 161 – 166.
- [104] Nemat-Nasser S, Guo W G, Nesterenko V F, et al. Dynamic response of conventional and hot isostatically pressed Ti-6Al-4V alloys [J]. Mechanics of Materials, 2001, 31 (4): 425 – 439.
- [105] Sartkulvanich J, Altan T. Determination of flow stress for metal cutting simulation – a progress report [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 146 (1): 61 – 71.
- [106] Usui E, Shirakashi T. Mechanics of machining-from descriptive to predictive theory, on the art of cutting metals-75 years later [J]. ASME – PED, 1982, 7: 13 – 15.
- [107] Komvopoulos K, Erpenbeck S A. Finite element modeling of orthogonal cutting [J]. ASME Journal of Engineering for Industry, 1991, 113: 253 – 267.
- [108] Zhang B, Bagchi A. Finite element simulation of chip formation and comparison with machining

- experiment [J]. ASME Journal of Engineering for Industry, 1994, 116: 289 – 297.
- [109] Iwata K, Osakada K, Terasaka T. Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method [J]. ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 1984, 106: 132 – 138.
- [110] Watanabe K, Umezū Y. Cutting simulation using LS-DYNA3D [C]. Third International LS-DYNA3D Conference, Toyota Research Park, Toyota, Japan, 1995.
- [111] Strenkowski J S, Carroll J T. A finite element model of orthogonal metal cutting [J]. Journal of Industrial and Engineering Chemistry, 1985, 107: 347 – 354.
- [112] Carroll J T, Strenkowski J S. Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1988, 30: 899 – 920.
- [113] Xie J Q, Bayoumi A E, Zbib H M. A study on shear banding in chip formation of orthogonal machining [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36: 835 – 847.
- [114] Hashemi J, Tseng A A, Chou P C. Finite element modeling of segmental chip formation in high speed orthogonal cutting [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 1994, 3: 712 – 721.
- [115] Lin Z H, Lin Y Y. A study of an oblique cutting model [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 86: 119 – 130.
- [116] Zhang L C. On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 89 – 90: 273 – 278.
- [117] Huang J M, Black J T. An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining [J]. ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996, 118: 545 – 554.
- [118] 杨毅青, 张斌, 刘强. 铣削建模中多种切削力模型的分析比较 [J]. 振动工程学报, 2015, 28 (2): 82 – 90.
- [119] 魏兆成, 王敏杰, 蔡玉俊, 等. 球头铣刀三维曲面加工的铣削力预报 [J]. 机械工程学报, 2013, 49 (1): 179 – 183.
- [120] 黄贤振, 曹辉, 张义民. 基于蒙特卡罗方法的直角切削切削力概率特性分析 [J]. 东北大学学报 (自然科学版), 2015, 32 (2): 254 – 258.
- [121] 刘勇, 尹自强, 李圣怡, 等. 微槽结构单点金刚石飞切加工的切削力建模 [J]. 国防科技大学学报, 2014, 36 (2): 175 – 180.
- [122] 丁悦, 王西彬, 解丽静, 等. 38CrSi 高强度钢端铣切削力系数实验研究 [J]. 北京理工大学学报, 2011, 31 (10): 1153 – 1156.
- [123] 马廉洁, 李琛, 曹小兵, 等. 基于 GA 和 DEFORM 的陶瓷材料切削力数值模拟 [J]. 东北大学学报 (自然科学版), 2014, 35 (12): 1773 – 1777.
- [124] 凌玲, 李星星, 王学林, 等. 0Cr18Ni9 不锈钢本构模型及其对切削力预测影响分析 [J]. 中国机械工程, 2012, 23 (8): 2243 – 2247.

为中华崛起传播智慧

地址:北京市百万庄大街22号
邮政编码:100037

策划编辑◎黄丽梅 / 封面设计◎陈沛

地址:北京市百万庄大街22号
邮政编码:100037

电话服务
服务咨询热线: 010-88361066
读者购书热线: 010-68326294
010-88379203

网络服务
机工官网: www.cmpbook.com
机工官博: weibo.com/cmp1952
金书网: www.golden-book.com
教育服务网: www.cmpedu.com
封面防伪标均为盗版



机械工业出版社微信公众号



机械工业出版社科普平台
科技有的聊



机械工业出版社制造业资讯
制造业那些事儿

上架指导 工业技术 / 机械工程 / 机械加工

ISBN 978-7-111-53860-8

ISBN 978-7-111-53860-8



9 787111 538608 >

定价：59.00元